

13503

621.902
B725f

Ej. 1

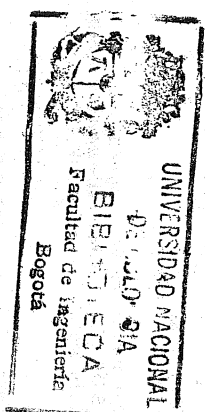
Fundamentos del Corte de Metales y de las Máquinas - Herramienta

GEOFFREY BOOTHROYD
Universidad de Massachusetts
U.S.A.

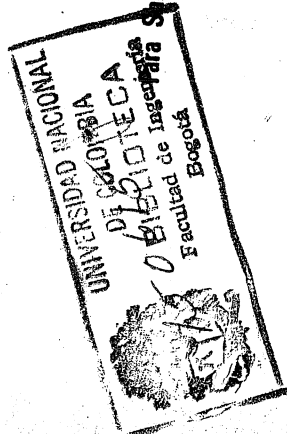
Traducción: GONZALO FERRO
ADOLFO LEON GOMEZ
Y
KAROLI CSERHATI
Universidad del Valle
Cali, Colombia.

Revisión: Raúl Gómez
Universidad de Los Andes.
Bogotá, Colombia.

7-10
68-70



EDITORIAL MCGRAW-HILL LATINOAMERICANA, S.A.
Bogotá, Madrid, México, Panamá, San Juan, Nueva York, St. Louis, San Francisco,
Auckland, Beirut, Düsseldorf, Johannesburg, Lisboa, Londres, Lucerna, Montreal,
Nueva Delhi, París, San Pablo, Singapur, Sydney, Tokio, Toronto.



Spirley, Janet y Linda

Capt. 1, 2, 4, 5, 6, 7, 8.

Contenido

FUNDAMENTOS DEL CORTE DE METALES Y DE LAS MAQUINAS-HERRAMIENTA

Prohibida la reproducción total o parcial de esta obra,
por cualquier medio, sin autorización escrita del editor.

DERECHOS RESERVADOS

Copyright © 1978, por Editorial McGraw-Hill Latinoamericana, S. A., Bogotá, Colombia
Copyright © 1978, respecto a la edición en español por
LIBROS MCGRAW-HILL DE MEXICO, S. A. de C. V.
Atacompulco 499-501, Naucalpan de Juárez, Edo. de México

Miembro de la Cámara Nacional de la Ind. Editorial. Reg. núm. 465

ISBN 968-6046-58-5
0-07-090935-0

Traducido de la primera edición en inglés de

FUNDAMENTALS OF METAL MACHINING AND MACHINE TOOLS
Copyright © 1975, by MCGRAW-HILL BOOK, Co., INC., U.S.A.

2345678901

EP-78

7123456098

Impreso en México

Printed in Mexico

Esta obra se terminó en noviembre de 1978
en Programas Educativos, S. A.,
Calzada Chabacano 65-A,
México, D. F.

Se tiraron 3 000 ejemplares

Prólogo xv

Convenciones Utilizadas en Este Libro xvii

Normalización xvii

Introducción al Sistema Internacional de Unidades (SI) xviii

Nomenclatura xxi

1 Máquinas-herramienta y Operaciones de Mecanizado 1

1.1 Introducción 1

1.2 Movimientos de las Máquinas-Herramienta 2

1.3 Máquinas que Usan Herramientas Monofilo 6

1.3.1 El Torno Paralelo 6

1.3.2 Herramientas Monofilo 7

1.3.3 Operaciones Típicas en el Torno 10

1.3.4 Sujeción de la Pieza y la Herramienta en el Torno 14

1.3.5 Otros Tipos de Tornos 16

1.3.6 Torno Vertical 17

1.3.7 La Taladradora Horizontal (Mandrinadora) 18

1.3.8 Limadora 20

1.3.9 La Cepilladora (Cepillo de Puente) 23

1.4	Las Máquinas que Usan Herramientas de Multifilo	25
1.4.1	Las Herramientas Multifilo	25
1.4.2	Taladradoras	25
1.4.3	La Fresadora Horizontal	29
1.4.4	La Fresadora Vertical	34
1.4.5	La Brochadora	37
1.4.6	Machuelos y Dados	40
1.5	Las Máquinas que usan Muelas Abrasivas	41
1.5.1	Las Muelas	41
1.5.2	Rectificadora Plana de Husillo Horizontal	42
1.5.3	Rectificadora Plana de Husillo Vertical	46
1.5.4	Rectificadora Cilíndrica	47
1.5.5	Rectificadora Cilíndrica de Interiores	49
1.6	Resumen de las Características de las Máquinas-Herramienta y las Ecuaciones de Mecanizado	50
Referencia	57	213, 1214
Problemas	57	

2 Mecánica del Corte de Metales 60

2.1	Introducción	60
2.2	Términos y definiciones	62
2.3	Formación de la Viruta	64
2.3.1	Viruta Continua	65
2.3.2	Viruta Continua con Recrecimiento del Filo	66
2.3.3	Viruta Descontinua o Quebrada	67
2.4	Fuerzas que Actúan sobre la Herramienta de Corte y su Medición	67
2.5	Energía Específica de Corte	68
2.6	Fuerza de Penetración y el "Efecto de Tamaño"	70
2.7	Resistencia Media Aparente a la Cizalladura del Material de la Pieza	72
2.8	Espesor de la Viruta	75
2.8.1	Teoría de Ernst y Merchant	76
2.8.2	Teoría de Lee y Shaffer	79
2.8.3	Evidencia Experimental	81
2.9	Fricción en el Corte de Metales	83
Referencias	89	
Problemas	90	

3 Temperaturas en el Corte de Metales 92

3.1	Generación de Calor en el Corte de Metales	92
3.2	Transferencia de Calor en un Material en Movimiento	93
3.3	Distribución de Temperaturas en el Corte de Metales	96
3.3.1	Temperaturas en la Zona de Deformación Primaria	97

3.3.2	Temperaturas en la Zona de Deformación Secundaria	99
3.3.3	Ejemplo	101
3.3.4	Efecto de la Velocidad de Corte Sobre las Temperaturas	104
3.4	Medición de las Temperaturas Generadas en el Corte de Metales	104
Referencias	106	
Problemas	106	

4 Duración y Desgaste de las Herramientas 108

4.1	Introducción	108
4.2	Desgaste Progresivo de la Herramienta	109
4.3	Formas de Desgaste en el Corte de Metales	109
4.3.1	Desgaste de la Cara de la Herramienta	109
4.3.2	Desgaste del Flanco	110
4.3.3	Criterios de Duración de una Herramienta	111
4.3.4	Criterios Usuales para Herramientas de Acero Rápido o Cerámicas	112
4.3.5	Criterios Usuales para Herramientas de Carburo Sinterizado	112
4.3.6	Duración de la Herramienta	113
4.3.7	Falla Prematura de la Herramienta	114
4.3.8	Efecto de un Filo Recreado	114
4.3.9	Efecto de los Angulos de la Herramienta	115
4.3.10	El efecto de la Velocidad y el Avance Sobre el Crecimiento del Cráter y la Formación del Filo Recreado	119
4.4	Material de la Herramienta	119
4.5	Material de Trabajo	122
4.5.1	Desgaste de la Herramienta y el Ensayo de Maquinabilidad	123
4.5.2	Factores que Afectan la Maquinabilidad de los Metales	124
Referencias	125	
Problemas	126	

5 Fluidos de Corte y Acabado Superficial 127

5.1	Fluido de Corte	127
5.2	Acción de los Refrigerantes	128
5.3	Acción de los Lubrificantes	128
5.3.1	Lubricación Límite	128
5.3.2	Lubricación en el Corte de Metales	131
5.4	Aspereza Superficial	135
5.4.1	Aspereza Superficial Ideal	135
5.4.2	Aspereza Superficial Natural	140
5.4.3	Medición de la Rugosidad Superficial	142
Referencias	143	
Problemas	143	

6. Economía del Mecanizado	144	9 Vibraciones en las Máquinas-Herramienta	198
6.1 Introducción	144	9.1 Introducción	198
6.2 Escogencia del Avance	146	9.2 Vibraciones Forzadas	199
6.3 Escogencia de la Velocidad de Corte	146	9.3 Vibraciones Auto-Inducidas	204
6.4 Vida de la Herramienta para Costo Mínimo y Tiempo de Producción Mínima	151	9.4 Dinámica del Corte de Metales	205
6.5 Cálculo de los Factores Necesarios para Determinar Condiciones Óptimas	152	9.4.1 Efecto de las Variaciones del Espesor de la Viruta No Deformada	206
6.6 Ejemplo de una Operación con Velocidad de Corte Constante	153	9.4.2 Efecto de las Variaciones de los Angulos de Inclación Normal y de Holgura	214
6.7 Mecanizado con Eficiencia Máxima	156	9.4.3 Estabilidad de las Operaciones de Corte	215
6.8 Operaciones de Revestimiento	158	9.4.4 Vibraciones Regenerativas	218
6.9 Operaciones con Corte Intermitente	161	Referencias	218
6.10 Economía de los Materiales de Herramientas y del Diseño de las Mismas	162	Problemas	219
Referencia	166		
Problemas	166	10 El Rectificado	220
7 Nomenclatura de las Herramientas de Corte	169	10.1 Introducción	220
7.1 Introducción	169	10.2 La muela	220
7.2 Sistemas de Nomenclatura de Herramientas de Corte	172	10.2.1 Tipo del Grano	222
7.2.1 Sistema Británico de Máxima Inclación	172	10.2.2 Tamaño del Grano	222
7.2.2 Sistema ASA	172	10.2.3 Liga o Aglutinante	223
7.2.3 Sistema Alemán	173	10.2.4 La Estructura	223
7.3 Nueva Norma Internacional	176	10.2.5 Designación de las Muelas	223
7.3.1 Sistemas para "Herramienta en la Mano" y Herramienta en Uso	176	10.3 Efecto de las Condiciones del Rectificado sobre el Comportamiento de la Muela	225
7.3.2 Sistema de Situación	180	10.4 Determinación de la Densidad de Granos Activos	227
7.3.3 Relaciones Matemáticas entre los Sistemas Efectivo y de Herramienta	181	10.5 Ensayo de las Muelas	227
7.3.4 Ejemplo	183	10.6 Análisis del Proceso de Rectificado	228
7.3.5 Cálculo de los Angulos de Herramienta a Partir de los Angulos efectivos	184	10.6.1 Cálculo de la Duración de la Fase Secundaria del Rectificado o de Extinción del Chisporroteo	231
Referencias	185	10.6.2 Diámetros Equivalentes de las Muelas	235
Problemas	185	10.6.3 Parámetro de Remoción de Metal para Materiales Fáciles de Rectificar	237
8 Control de la Viruta	186	10.6.4 Ejemplo	239
8.1 Introducción	186	10.6.5 Parámetro de Remoción de Metal para Materiales Difíciles de Rectificar	241
8.2 Rompevirutas	188	10.7 Desgaste de la Muela	241
8.3 Predicción del Radio de Curvatura de la Viruta	191	Referencias	243
8.4 Desgaste de la Herramienta Durante la Fragmentación de la Viruta	195	Problemas	244
Referencias	197		
Problemas	197	11 Sistemas de Manufactura y Automatización	245
		11.1 Introducción	245
		11.2 Sistemas de Manufactura	246
		11.3 Máquinas de Transferencia	250

11.3.1	Economía de las Máquinas de Transferencia	251
11.3.2	Ejemplo	253
11.4	Máquinas automáticas	254
11.4.1	Economía de las Máquinas Automáticas	255
11.4.2	Ejemplo	255
11.5	Máquinas con Control Numérico (CN)	256
11.5.1	Economía de las Máquinas de Control Numérico	258
11.5.2	Ejemplo	258
11.6	Comparación de la Economía de Varios Sistemas Automáticos	259
11.7	Tecnología de Grupo	260
11.8	El Uso de Computadores	261
11.9	Manejo de Piezas en la Producción en Lotes	262
11.10	El Futuro	262
Referencias		263
Problemas		263
12	Diseño para el Mecanizado	265
12.1	Introducción	265
12.2	Normalización	266
12.3	Escogencia del Material de la Pieza	267
12.4	Forma del Material	270
12.5	Forma del Elemento	270
12.5.1	Clasificación	270
12.5.2	Elementos Rotacionales [$(L/D) \leq 0.5$]	274
12.5.3	Elementos Rotacionales [$0.5 < (L/D) < 3$]	279
12.5.4	Elementos Rotacionales [$(L/D) \geq 3$]	280
12.5.5	Elementos No Rotacionales [$(A/B) \leq 3$, $(A/C) \geq 4$]	283
12.5.6	Elementos No Rotacionales [$(A/B) > 3$]	288
12.5.7	Elementos No Rotacionales [$(A/B) < 3$, $(A/C) < 4$]	288
12.6	Ensamble de Elementos	291
12.7	Precisión y Acabado Superficial	292
12.8	Diseño Cinemático	297
12.9	Resumen de Recomendaciones para el Diseño	300
Referencias		302
Problemas		302
13	Proceso de Electro-Mecanizado	305
13.1	Introducción	305
13.2	Mecanizado por Electro Descarga	306
13.2.1	Principio del Proceso de Mecanizado por Electro Descarga	306
13.2.2	Operación del Avance Servocontrolado de la Herramienta	308

13.2.3	Desgaste de la Herramienta y los Materiales Utilizados en su construcción	309
13.2.4	El Fluido Dieléctrico	309
13.2.5	Naturaleza de la Superficie Mecanizada	310
13.2.6	Remoción de Metal	310
13.2.7	La Precisión del Proceso	311
13.2.8	Efecto de los Parámetros Eléctricos	311
13.2.9	Aplicaciones	312
13.3	Mecanizado Electroquímico	312
13.3.1	Principio del Proceso de Mecanizado Electroquímico	313
13.3.2	El electrolito	314
13.3.3	Remoción de Metal por Unidad de Tiempo	314
13.3.4	Naturaleza de la Superficie Mecanizada	316
13.3.5	Efecto de la Velocidad de Avance de la Herramienta y del Voltaje de la Fuente sobre la Precisión	316
13.3.6	Corrección de la Forma de la Herramienta	317
13.3.7	Aplicaciones	317
13.4	Rectificado Electroлитico	317
Referencias		319
Problemas		319
Apéndice I	Diseño de Dinamómetros	320
1.1	Introducción	320
1.2	Dinamómetros que Utilizan Detectores de Desplazamientos	321
1.3	Dinamómetros que Utilizan Elongómetros Eléctricos	324
Referencias		327
Apéndice II	Experimentos de Laboratorio	328
11.1	Experimento 1: Estudio de la Formación de la Viruta	328
11.1.1	Introducción	328
11.1.2	Equipo	330
11.1.3	Procedimiento	330
11.2	Experimento 2: Calibración de un Dinamómetro para Determinar Dos Componentes de la Fuerza de Corte	331
11.2.1	Introducción	331
11.2.2	Equipo	331
11.2.3	Procedimiento	332
11.2.4	Análisis de los Resultados	332
11.3	Experimento 3: Efecto de la Velocidad y el Avance en el Mecanizado Ortogonal	334
11.3.1	Introducción	334
11.3.2	Equipo	335
11.3.3	Selección de las Condiciones de Corte	335

11.3.4	Procedimiento	336
11.3.5	Discusión	337
11.4	Experimento 4: Efecto del Angulo de Inclinación Normal en el Mecanizado Ortogonal	337
11.4.1	Introducción	337
11.4.2	Equipo	338
11.4.3	Procedimiento	338
11.4.4	Discusión	338
11.5	Experimento 5: Efecto de la Utilización de un Lubricante	339
11.5.1	Introducción	339
11.5.2	Equipo	340
11.5.3	Selección de las Condiciones de Corte	340
11.5.4	Procedimiento	340
11.5.5	Discusión	341
11.6	Experimento 6: Desecho de la Herramienta	341
11.6.1	Introducción	341
11.6.2	Equipo	342
11.6.3	Selección de las Condiciones de Corte	342
11.6.4	Procedimiento	343
11.6.5	Discusión	343
11.7	Experimento 7: Rugosidad de las Superficies Torneadas	343
11.7.1	Introducción	343
11.7.2	Equipo	344
11.7.3	Selección de las Condiciones de Corte	344
11.7.4	Procedimiento	345
11.7.5	Discusión	345
11.8	Experimento 8: Medición de las Temperaturas de Corte	345
11.8.1	Introducción	345
11.8.2	Equipo	347
11.8.3	Selección de las Condiciones de Corte	347
11.8.4	Procedimiento	348
11.8.5	Discusión	348

Prólogo

Este libro está dirigido primordialmente a quienes estudian y enseñan los principios de las máquinas herramienta y la teoría del mecanizado de metales en universidades e instituciones de enseñanza tecnológica. También será de utilidad para quienes tienen relación con los procesos industriales de manufactura y, de hecho, para quienquiera que desee familiarizarse con la nueva terminología internacional de la materia (ver "Convenciones Utilizadas en Este Libro")

El contenido matemático del libro es deliberadamente limitado. Quienes hayan tomado cursos básicos en estadística, dinámica y un curso introductorio al cálculo no tendrán dificultad alguna en la comprensión del material.

Muchos de los textos actuales que presentan el mismo material son puramente descriptivos. En este libro se ilustran, a través de los fundamentos y el análisis, las razones por las cuales ocurren los diversos fenómenos y sus efectos en la práctica. Se hace énfasis en las consideraciones económicas en el mecanizado y en el diseño de componentes para obtener condiciones económicas de mecanización.

Estoy en deuda con quienes han estado asociados conmigo durante los últimos años y me han ayudado directa o indirectamente en la preparación de este libro.

Quiero expresar mis agradecimientos a mis estudiantes de post-gradado señores, PW. Wallace, C. Cassin, K.K. Mitra, L.E. Reinhart y J.F. Sarnicola, cuyo trabajo fue sobrecargado durante la preparación de este texto.

Finalmente, deseo agradecer al Dr. L.E. Murch de la Universidad de Massachusetts por la lectura cuidadosa del manuscrito y por sus valiosos comentarios, a la Señorita Donna Mougín por la mecanografía del manuscrito, y a la Señorita Lyla Wilson por la preparación de muchas de las ilustraciones.

G.B.

Convenciones Utilizadas en este Libro

NORMALIZACION

En este libro no se ha escatimado esfuerzo alguno para seguir las últimas recomendaciones para unidades y definiciones* de la Organización Internacional para la Normalización (ISO). El Sistema Internacional (SI) de unidades básicas y derivadas es el aspecto más importante. La norma ISO Standard 1000 describe el sistema básico de unidades, y las recomendaciones para su aplicación se especifican en ISO Recommendation R31. Este último documento incluye una simbología sugerida para varias de las unidades derivadas.

Además, se siguen tan aproximadamente como es posible numerosas normas que cubren varios aspectos del mecanizado y que se encuentran disponibles. Desafortunadamente, algunas de estas normas nuevas incluyen símbolos y definiciones que no están de acuerdo con las denominaciones SI; esta variación conduce a cierta duplicación. Por ejemplo, el símbolo recomendado para el avance en una cierta operación de mecanizado es f , el cual también es recomendado para la frecuencia de un movimiento vibratorio. Sin embargo, la confusión entre las cantidades y los símbolos se evita mediante la utilización de sufijos y suscritos apropiados, respectivamente.

* La negrilla corresponde a las definiciones adoptadas por la ISO, por la Oficina Nacional o por ambas organizaciones.

Este libro está completamente escrito en el sistema de unidades SI. En el texto en donde se especifican unidades en el sistema SI los equivalentes aproximados en el sistema inglés se dan entre paréntesis. Los gráficos y resultados de trabajos previamente publicados se reproducen con las escalas originales en unidades del sistema inglés y se agregan las escalas correspondientes en el sistema SI a la derecha y en la parte superior del gráfico. Los gráficos producidos específicamente para este libro se presentan con unidades del sistema SI y las unidades equivalentes en el sistema inglés se encuentran en las escalas derecha y superior del gráfico.

INTRODUCCION AL SISTEMA INTERNACIONAL DE UNIDADES (SI)

En 1960, la Conferencia General de Pesos y Medidas sobre el Sistema Internacional de Unidades aprobó formalmente el sistema de unidades conocido como Sistema Internacional (SI) de Unidades. Este sistema está siendo adoptado a través del mundo y actualmente lo está siendo por los Estados Unidos. En la práctica el sistema es conveniente porque evita la utilización de factores de conversión en las ecuaciones y elimina muchas de las ambigüedades presentes en los otros sistemas de unidades. Las unidades básicas SI que se utilizan en ingeniería se definen en la forma siguiente:

1. La unidad de longitud l es el metro, m , el cual es una longitud igual a 1 650 763.74 longitudes de onda *en vacío* de la radiación correspondiente a la transición entre los niveles $2p_{10}$ y $5d_{5}$ del átomo de kriptón-86.
2. La unidad de masa m es el kilogramo, kg , el cual corresponde a la masa del patrón internacional del kilogramo.
3. La unidad de tiempo t es el segundo, s , el cual es la duración de 9 162 631 770 períodos de la radiación correspondiente a la transición entre los dos niveles hiperfinos del átomo de cesio-133 en estado natural.
4. La unidad de temperatura T es el grado kelvín, K , el cual corresponde a 1/273.16 la temperatura termodinámica del punto triple del agua.
5. La unidad de corriente eléctrica I es el amperio, A , la cual corresponde a la corriente constante que debe circular por dos conductores de longitud infinita y de sección transversal circular, despreciable, y que están colocados a 1 m de distancia en el vacío para producir una fuerza entre ellos igual a 2×10^{-7} newtons por metro de longitud.

Para ayudar al estudiante o al lector a familiarizarse con las unidades del sistema SI, la mayoría de los problemas que se presentan al final de cada capítulo están en unidades del sistema SI sin sus equivalentes en el sistema inglés.

Para quienes que no estén lo suficientemente familiarizados con el sistema SI la discusión siguiente les será de mucha utilidad, porque se introducen las unidades

de las básicas y las derivadas, sus definiciones y los símbolos recomendados. Igualmente se presentan algunas conversiones útiles.

La tabla SI.1 presenta una selección de unidades derivadas.

Los prefijos más comunes para el sistema de unidades SI se listan en la tabla SI.2. Debe observarse que

1. El prefijo se refiere a la unidad como un todo; por ejemplo, la m (mili) en $m \cdot N/m^2$ significa $m(N/m^2)$, y no mN/m^2 . Se utiliza el punto para indicar multiplicación siempre que exista la posibilidad de confusión.
2. Debe evitarse la utilización de prefijos en los denominadores, excepto para la k en kg (kilogramo).

En la tabla SI.3 se listan algunos factores útiles de conversión.

TABLA SI.1 Unidades derivadas a partir de las unidades básicas SI

Unidad bajo medición	Símbolo	Nombre de la unidad	Símbolo para la unidad
Angulo, plano	α, β, γ , etc.	Radián	rad
Velocidad angular	ω	...	rad/s
Aceleración angular	α	...	rad/s ²
Frecuencia	f	Hertz	Hz
Frecuencia de rotación	n	Recíproco de segundo	s ⁻¹
Área	A	...	m ²
Volumen	V	...	m ³
Aceleración	a	...	m/s ²
Velocidad	v	...	m/s
Densidad	ρ	...	kg/m ³
Fuerza	F	Newton	kg-m/s ² , o N
Energía, trabajo, calor	W	Joule	N-m, o J
Presión, esfuerzo	p	Pascal	N/m ² , o Pa
Potencia	P	Watt	J/s, o W
Diferencia de temperaturas	θ	Grado Celsius	K - 273.15, o °C

TABLA SI.2 Prefijos utilizados con las unidades SI

Múltiplo y submúltiplo*	Prefijo	Símbolo
10 ⁹ , o E + 09	giga	G
10 ⁶ , o E + 06	mega	M
10 ³ , o E + 03	kilo	k
10 ⁻³ , o E - 03	mili	m
10 ⁻⁶ , o E - 06	micro	μ
10 ⁻⁹ , o E - 09	nano	n
10 ⁻¹² , o E - 12	pico	p

*E ± ab = 10^{±ab}

TABLA SI.3 Tabla de conversión ingles - SI

Cantidad	Para convertir	A	Multiplique por	
Longitud	pulgada (pulg.) pie	metro (m) metro (m)	2.54* 3.048*	E - 02 E - 01
Masa	libra (lb)	kilogramo (kg)	4.535 924	E - 01
Tiempo	minuto (min) hora (hr)	segundo (s) segundo (s)	6.0* 3.6*	E + 01 E + 03
Fuerza	libra fuerza (lbf)	newton (N)	4.448 222	E + 00
Rapidez	pie por minuto (pie/min) pulgada por segundo (pulg./s) pulgada por minuto (pulg./min) revolución por minuto (rpm)	metro por segundo (m/s) metro por segundo (m/s) metro por segundo (m/s) radián por segundo (rad/s)	5.08* 2.54* 4.233* 1.047 192	E - 03 E - 02 E - 04 E - 01
Aceleración	pie por segundo por segundo (pulg./s ²) pulgada por segundo por segundo (pulg./s ²)	metro por segundo por segundo (m/s ²) metro por segundo por segundo (m/s ²)	3.048* 2.54*	E - 01 E - 02
Área	pulgada cuadrada (pulg. ²)	metro cuadrado (m ²)	6.451 6*	E - 04
Volumen	pulgada cúbica (pulg. ³)	metro cúbico (m ³)	1.638 706	E - 05
Gasto o caudal	pulgada cúbica por minuto (pulg. ³ /min)	metro cúbico por segundo (m ³ /s)	2.731 177	E - 07
Densidad	libra por pulgada cúbica (lb/pulg. ³)	kilogramo por metro cúbico (kg/m ³)	2.767 991	E + 04
Presión, esfuerzo	libra fuerza por pulgada cuadrada (lbf/pulg. ²)	newton por metro cuadrado (N/m ²)	6.894 757	E + 03
Energía, trabajo calor	unidad térmica británica (BTU)	newton-metro (N-m), o joule (J)	1.055 06	E + 03
Potencia	caballo de potencia (hp)	joule por segundo (J/s), o watt (W)	7.457	E + 02
Conductividad	pie libra fuerza por minuto (pie-lbf/min)	joule por segundo (J/s), o watt (W)	2.259 697	E - 02
Calor específico o capacidad calorífica	Btu/lb °F	joule por kilogramo grado kelvin (J/kgK)	4.184	E + 03

* Los valores seguidos por un asterisco corresponden a conversiones exactas.

Nomenclatura

A área de la superficie de trabajo expuesta a la electrólisis en el mecanizado electroquímico (MEQ)

A_a área aparente de contacto entre dos superficies

A_c sección de la viruta sin cortar; es decir, área de la sección del material que es removido por un filo y se mide en el plano normal a la dirección de corte resultante

A_r área real de contacto entre dos superficies

A_s área de cizalladura o área del plano de cizalladura

A_α flanco de la herramienta (superficie de incidencia); es decir, zona frente a la cual pasa la superficie producida en la pieza

***A_γ** cara de la herramienta (superficie de desprendimiento); es decir, la superficie sobre la cual desliza la viruta

a dimensión lineal característica

a_c espesor de la viruta no deformada; es decir, el espesor del material que es removido por un filo en un punto seleccionado y es medido en el plano normal a la dirección de corte resultante

a_{cav} espesor medio de la viruta no deformada; es decir, el valor medio de a_c espesor máximo de la viruta no deformada; es decir, el valor máximo de a_c

a_d	profundidad del repasado (reafilado) para una muela; es decir, la penetración de la herramienta usada en el repasado
a_e	encaje de trabajo (profundidad de corte en el fresado circular o periférico); es decir, el encaje instantáneo de la herramienta con la pieza, medido en el plano F_{fe} y perpendicular al movimiento de avance
a_f	encaje de avance (avance f para herramientas de un filo principal; avance por diente para herramientas de varios filos principales); es decir, el encaje instantáneo del filo de la herramienta con la pieza, medido en el plano P_{fe} y en la dirección del movimiento de avance
a_g	separación entre la pieza y la herramienta en el mecanizado electroquímico
a_o	espesor de la viruta; es decir, el espesor de la viruta producida durante el mecanizado
a_p	encaje axial (profundidad de corte para herramientas de un filo principal y ancho del corte en el fresado circular o periférico); es decir, el encaje instantáneo de la herramienta con la pieza, medido perpendicularmente al plano P_{fe}
a_r	razón del radio interior al radio exterior de la superficie por refrentar
a_t	espesor total del material por remover en una operación de mecanizado
a_v	amplitud de vibración
a_{vmax}	amplitud máxima de vibración; es decir, el valor máximo de a_v
a_w	ancho de la viruta; es decir, el ancho de la viruta producida durante el mecanizado o el ancho de la viruta no cortada
C	velocidad de corte para 1 minuto de vida de la herramienta (<i>pies/min.</i>)
C_b	costo de <i>alistamiento</i> para el mecanizado de un lote de piezas
C_g	número de granos activos por unidad de área sobre la superficie de una muela
C_{min}	costo mínimo de producción; es decir, el valor mínimo de C_{pr}
C_{pr}	costo de producción; es decir, el costo promedio de producir cada componente en una máquina herramienta
C_t	costo de una herramienta afilada, es decir, el costo promedio de proveer al operario con una herramienta afilada, incluyendo el costo de reafilado o de la pastilla y de depreciación del portaherramienta o de la herramienta
c	calor específico
c_d	fuerza de amortiguamiento por unidad de velocidad; es decir, la constante de amortiguamiento viscoso
d_e	diámetro equivalente de la muela en el rectificado
d_g	diámetro promedio de los granos de una muela
d_m	diámetro de la superficie mecanizada
d_f	diámetro de la herramienta de corte o de la muela
d_{tr}	diámetro de la superficie transitoria
d_w	diámetro de una pieza cilíndrica; diámetro de una superficie de trabajo
EI	rigidez a flexión de un dinamómetro de tipo voladizo

e	equivalente electroquímico del material de trabajo
e_n	ancho del bisel de un rompevirutas de ranura (Fig. 8.2)
F	valor instantáneo de la fuerza externa armónica
F_c	componente de corte de la fuerza resultante sobre la herramienta F_r
F_{ℓ}	componente de corte de la fuerza F_r que actúa en la zona de contacto entre la viruta y la herramienta
F_d	fuerza aplicada al dinamómetro
F_f	fuerza de fricción sobre la cara (superficie de desprendimiento) de la herramienta; fuerza de fricción entre superficies que deslizan
F_{max}	valor máximo de la fuerza externa armónica
F_n	fuerza normal sobre la cara (superficie de desprendimiento) de la herramienta
F_{ns}	fuerza normal al plano de cizalladura
F_o	valor máximo de la fuerza externa por unidad de masa
F_p	fuerza de penetración
F_r	fuerza resultante sobre la herramienta
F'_r	fuerza resultante que actúa en la zona de contacto entre la viruta y la herramienta
F_s	fuerza requerida para cizallar el material de trabajo en el plano de cizalladura
F_t	componente de empuje de la fuerza F_r que actúa sobre la herramienta
F'_t	componente de empuje de la fuerza resultante F'_r que actúa en la zona de contacto entre la viruta y la herramienta
F_{ts}	valor estacionario de la fuerza de empuje F_t
F_{t0}	fuerza crítica de empuje en el rectificado; es decir, el valor mínimo de la fuerza de empuje F_t requerido para obtener rectificado por corte
f	avance; es decir, el desplazamiento de la herramienta con respecto a la pieza, en la dirección del movimiento de avance, por carrera o por revolución de la pieza o de la herramienta
f_a	frecuencia de vibración en la condición a
f_b	frecuencia de vibración en la condición b
f_d	avance en el repasado de una muela
f_m	avance (ocasionado por la restitución de las deflexiones de la pieza y de la máquina) durante la misma revolución de la pieza en la fase secundaria del rectificado cilíndrico de penetración
G	ángulo de situación de la herramienta con respecto al sistema de ejes de la máquina, conocido como ángulo de planta (Fig. 7.14)
G_r	razón de rectificado; es decir, la razón del volumen de metal removido al volumen de material perdido por la muela durante el rectificado
H	ángulo de situación de la herramienta con respecto al sistema de ejes de la máquina, conocido como ángulo de elevación (Fig. 7.14)
H_n	grado de dureza de la muela
h	altura del rompevirutas (Figl 8.3)
I	intensidad de corriente en el mecanizado electroquímico (MEQ)

K	constante para una operación de mecanizado; puede ser considerada como la distancia recorrida por la herramienta respecto a la pieza durante el tiempo de mecanizado t_m
K_p	costo de programación y de preparación de la cinta de control por unidad de tiempo de mecanizado
K_T	profundidad del cráter (Fig. 4.3)
k	conductividad térmica
L	ángulo de situación de la herramienta con respecto al sistema de ejes de la máquina, conocido como ángulo de rotación (Fig. 7.14)
l_c	longitud de la viruta
l_d	longitud libre de un dinamómetro en voladizo
l_f	longitud de contacto entre la viruta y la herramienta
l_g	distancia entre el indicador de desplazamientos y el soporte del dinamómetro
l_n	ancho del rompevirutas (Fig. 8.3)
l_s	longitud del plano de cizalladura
l_{st}	longitud de contacto adhesivo
l_t	longitud de una herramienta o brocha
l_w	longitud de la pieza o agujero a ser mecanizado
l_o	longitud adimensional de contacto entre la viruta y la herramienta
M	costo total de la máquina y el operario por unidad de tiempo, incluyendo la depreciación de la máquina M_t , el salario del operario W_o , y los costos generales de la máquina y el operario
M_s	costo para cada estación de una máquina de transferencia, incluyendo costos generales
M_t	depreciación de una máquina herramienta por unidad de tiempo
M'_t	costo de una máquina herramienta (incluyendo los costos generales) por unidad de tiempo
m	número de revoluciones de la pieza en la fase secundaria del rectificado cilíndrico de penetración
m_c	masa de una muestra de viruta
m_e	masa equivalente a una máquina herramienta
N	número de dientes de una herramienta de corte
N_a	número de máquinas automáticas atendidas por un operario
N_b	tamaño del lote, es decir, el número de componentes del lote a ser mecanizado
N_c	número de virutas producidas en el rectificado por unidad de tiempo
N_s	número de estaciones en una máquina de transferencia
N_t	número de cambios de herramienta necesarios durante el mecanizado de un lote de piezas
NB	desgaste en el flanco de la herramienta medido en el plano normal a la dirección de corte
n	constante en la ecuación de Taylor para la vida de la herramienta
n_r	frecuencia de alternación

n_s	frecuencia rotacional del husillo de una máquina herramienta
n_{sc}	frecuencia rotacional del husillo de una máquina herramienta para un costo de producción mínimo
n_{set}	frecuencia rotacional del husillo de una máquina herramienta para eficiencia máxima (utilidad de tiempo)
n_{sp}	frecuencia rotacional del husillo de una máquina herramienta para tiempo de producción mínimo
n_t	frecuencia rotacional de la herramienta de corte o muela
n_w	frecuencia rotacional de la pieza
P	fuerza de calor
P_e	potencia eléctrica consumida por la máquina herramienta durante una operación de mecanizado
P_f	generación de calor por unidad de tiempo en la zona de deformación secundaria
P_f	plano supuesto de trabajo (Fig. 7.8)
P_{fe}	plano efectivo de trabajo (Fig. 7.10)
P_s	plano ortogonal a la base y a la cara (superficie de desprendimiento) de la herramienta (Fig. 7.4)
P_m	potencia requerida para realizar la operación de mecanizado
P_n	plano normal al filo de la herramienta (Figs. 7.9 y 7.11)
P_o	plano ortogonal de la herramienta es normal a los planos P_r y P_s (Fig. 7.6)
P_p	plano longitudinal de la herramienta (Fig. 7.8)
P_{pe}	plano longitudinal efectivo de la herramienta es perpendicular a los planos P_{re} y P_{fe} (Fig. 7.10)
P_r	utilidad por unidad de tiempo
P_r	plano de referencia de la herramienta, es paralelo a la base de la misma (Figs. 7.8 y 7.9)
P_{re}	plano de referencia efectivo es perpendicular a la dirección de corte resultante (Figs. 7.10 y 7.11)
P_s	generación de calor por unidad de tiempo en la zona de deformación primaria
P_s	plano del filo de la herramienta, es perpendicular al plano P_r y tangente al filo (Fig. 7.9)
P_{se}	plano efectivo del filo, es perpendicular al plano P_{re} y tangente al filo (Fig. 7.11)
P_s	energía específica de corte, es decir, el trabajo requerido para remover un volumen unitario de metal
Q	proporción del tiempo de mecanizado t_m durante el cual el filo de la herramienta está cortando
q_c	cambio de la fuerza específica de corte por cambio unitario en el ángulo de inclinación
q_n	radio de rompevirutas de ranura (Fig. 8.2)

xxvii	Nomenclatura	xxviii	Nomenclatura
q_t	cambio en la fuerza específica de empuje por cambio unitario en el ángulo de inclinación	t_{et}	vida de la herramienta para eficiencia máxima (máxima utilidad por unidad de tiempo)
R	número térmico	t_l	tiempo no productivo; es decir, el tiempo promedio gastado en montar y desmontar una pieza y retornar la herramienta al comienzo del corte
R_a	promedio aritmético de la rugosidad superficial	t_m	tiempo de mecanizado; es decir, el tiempo requerido para mecanizar una pieza
R_b	resistencia de compensación en el mecanizado por electrodescarga (MED)	t_{mc}	tiempo de mecanizado para costo de producción mínimo
R_c	lectura del dinamómetro para la componente de corte de la fuerza resultante sobre la herramienta	t_p	vida de la herramienta para producción máxima por unidad de tiempo (o tiempo de producción mínimo)
R_e	resistencia del electrolito en el mecanizado electro-químico (MEQ)	t_{pr}	tiempo de producción; es decir, el tiempo promedio requerido para producir una pieza en una máquina herramienta
R_{kc}	dureza Rockwell (escala C)	t_r	vida de la herramienta para una velocidad de corte v_r
R_{max}	altura máxima de las irregularidades superficiales	t_s	tiempo de la fase secundaria en el rectificado
T_t	lectura del dinamómetro para la componente de empuje de la fuerza resultante sobre la herramienta	t_t	tiempo de transferencia en una máquina de transferencia
r	valor instantáneo del radio de la superficie transitoria en la operación de refrentado (Fig. 6.5)	V_b	porcentaje en volumen de aglomerante en una muela
r_c	razón de corte	V_c	voltaje del condensador en el mecanizado por electro-descarga (MED)
r_{ch}	radio de curvatura de la viruta	V_g	caída de voltaje en la separación pieza-herramienta en el mecanizado por electro-descarga (MED)
r_d	razón de desplazamiento del dinamómetro	V_o	volumen de viruta producida en el rectificado
r_e	resistividad específica del electrolito en el mecanizado electro-químico (MEQ)	V_o	volumen de viruta producida en el rectificado
r_g	la razón entre el ancho máximo de la viruta y el espesor máximo de la viruta no deformada (razón del aspecto de grano) en el rectificado	V_s	voltaje de la fuente en el mecanizado por electro-descarga (MED) y electro-químico (MEQ)
r_i	radio interior de la superficie de la pieza que va a ser refrentada	VB	ancho promedio de la zona de desgaste del flanco en la porción central del filo principal (zona B en la Fig. 4.3)
r_o	radio exterior de la superficie de la pieza que va a ser refrentada	VB_{max}	ancho máximo de la zona de desgaste del flanco en la porción central del filo principal
r_a	radio de la punta; es decir, el radio del redondeamiento de la punta de la herramienta	$(VB)_m$	ancho de la zona de desgaste del flanco cuando la herramienta debe ser reafileada
S	cantidad recibida por el mecanizado de una pieza	$(VB)_o$	incremento del ancho de la zona de desgaste del flanco en la zona B durante la producción de la pieza
S^*	filo principal de la herramienta	VC	ancho de la zona de desgaste del flanco hacia la punta de la herramienta (zona C Fig. 4.3)
S_i^*	filo secundario de la herramienta	VN	ancho de la zona de desgaste en la zona N (Fig. 4.3)
S_e	constante de resorte efectiva del sistema máquina-pieza-herramienta (fuerza de recuperación por unidad de desplazamiento)	v	velocidad de corte; es decir, la velocidad instantánea del movimiento de corte principal relativo a la pieza del punto seleccionado en el filo
S_i	rigidez de la muela y la pieza en el rectificado	v_{av}	velocidad media de corte; es decir, el valor promedio de v a lo largo del filo principal
S_n	número de la estructura de la muela; es decir el número asociado con la porosidad de la muela	v_c	velocidad de corte para costo mínimo
S_t	rigidez del sistema de soporte de la muela en el rectificado	v_e	velocidad de corte resultante; es decir, la velocidad instantánea del movimiento de corte resultante relativo a la pieza del punto seleccionado en el filo
S_w	rigidez del sistema de sujeción de la pieza en el rectificado	v_{ef}	velocidad de corte para eficiencia máxima (utilidad máxima por unidad de tiempo)
t	vida de la herramienta; es decir, vida del filo mientras está cortando en la pieza		
t_i	tiempo		
t_c	vida de la herramienta para costo de producción mínimo		
t_{ct}	tiempo de cambio de la herramienta; es decir, el tiempo de máquina promedio para cambiar una herramienta desgastada o rotar (o si es necesario cambiar) una pastilla desgastada		

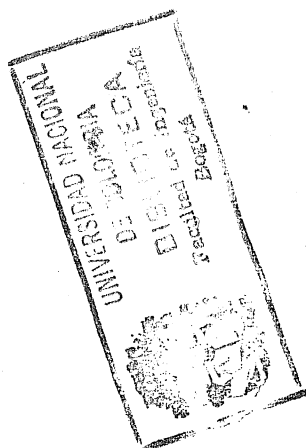
xxvii	Nomenclatura	xxviii	Nomenclatura
q_t	cambio en la fuerza específica de empuje por cambio unitario en el ángulo de inclinación	t_{et}	vida de la herramienta para eficiencia máxima (máxima utilidad por unidad de tiempo)
R	número térmico	t_l	tiempo no productivo; es decir, el tiempo promedio gastado en montar y desmontar una pieza y retornar la herramienta al comienzo del corte
R_a	promedio aritmético de la rugosidad superficial	t_m	tiempo de mecanizado; es decir, el tiempo requerido para mecanizar una pieza
R_b	resistencia de compensación en el mecanizado por electrodescarga (MED)	t_{mc}	tiempo de mecanizado para costo de producción mínimo
R_c	lectura del dinamómetro para la componente de corte de la fuerza resultante sobre la herramienta	t_p	vida de la herramienta para producción máxima por unidad de tiempo (o tiempo de producción mínimo)
R_e	resistencia del electrolito en el mecanizado electro-químico (MEQ)	t_{pr}	tiempo de producción; es decir, el tiempo promedio requerido para producir una pieza en una máquina herramienta
R_{kc}	dureza Rockwell (escala C)	t_r	vida de la herramienta para una velocidad de corte v_r
R_{max}	altura máxima de las irregularidades superficiales	t_s	tiempo de la fase secundaria en el rectificado
T_t	lectura del dinamómetro para la componente de empuje de la fuerza resultante sobre la herramienta	t_t	tiempo de transferencia en una máquina de transferencia
r	valor instantáneo del radio de la superficie transitoria en la operación de refrentado (Fig. 6.5)	V_b	porcentaje en volumen de aglomerante en una muela
r_c	razón de corte	V_c	voltaje del condensador en el mecanizado por electro-descarga (MED)
r_{ch}	radio de curvatura de la viruta	V_g	caída de voltaje en la separación pieza-herramienta en el mecanizado por electro-descarga (MED)
r_d	razón de desplazamiento del dinamómetro	V_o	volumen de viruta producida en el rectificado
r_e	resistividad específica del electrolito en el mecanizado electro-químico (MEQ)	V_o	volumen de viruta producida en el rectificado
r_g	la razón entre el ancho máximo de la viruta y el espesor máximo de la viruta no deformada (razón del aspecto de grano) en el rectificado	V_s	voltaje de la fuente en el mecanizado por electro-descarga (MED) y electro-químico (MEQ)
r_i	radio interior de la superficie de la pieza que va a ser refrentada	VB	ancho promedio de la zona de desgaste del flanco en la porción central del filo principal (zona B en la Fig. 4.3)
r_o	radio exterior de la superficie de la pieza que va a ser refrentada	VB_{max}	ancho máximo de la zona de desgaste del flanco en la porción central del filo principal
r_a	radio de la punta; es decir, el radio del redondeamiento de la punta de la herramienta	$(VB)_m$	ancho de la zona de desgaste del flanco cuando la herramienta debe ser reafileada
S	cantidad recibida por el mecanizado de una pieza	$(VB)_o$	incremento del ancho de la zona de desgaste del flanco en la zona B durante la producción de la pieza
S^*	filo principal de la herramienta	VC	ancho de la zona de desgaste del flanco hacia la punta de la herramienta (zona C Fig. 4.3)
S_i^*	filo secundario de la herramienta	VN	ancho de la zona de desgaste en la zona N (Fig. 4.3)
S_e	constante de resorte efectiva del sistema máquina-pieza-herramienta (fuerza de recuperación por unidad de desplazamiento)	v	velocidad de corte; es decir, la velocidad instantánea del movimiento de corte principal relativo a la pieza del punto seleccionado en el filo
S_i	rigidez de la muela y la pieza en el rectificado	v_{av}	velocidad media de corte; es decir, el valor promedio de v a lo largo del filo principal
S_n	número de la estructura de la muela; es decir el número asociado con la porosidad de la muela	v_c	velocidad de corte para costo mínimo
S_t	rigidez del sistema de soporte de la muela en el rectificado	v_e	velocidad de corte resultante; es decir, la velocidad instantánea del movimiento de corte resultante relativo a la pieza del punto seleccionado en el filo
S_w	rigidez del sistema de sujeción de la pieza en el rectificado	v_{ef}	velocidad de corte para eficiencia máxima (utilidad máxima por unidad de tiempo)
t	vida de la herramienta; es decir, vida del filo mientras está cortando en la pieza		
t_i	tiempo		
t_c	vida de la herramienta para costo de producción mínimo		
t_{ct}	tiempo de cambio de la herramienta; es decir, el tiempo de máquina promedio para cambiar una herramienta desgastada o rotar (o si es necesario cambiar) una pastilla desgastada		

v_f	velocidad de avance; es decir, la velocidad instantánea del movimiento de avance relativo a la pieza del punto seleccionado en el filo
v_f	avance de profundidad por unidad de tiempo en el rectificado
v_{max}	velocidad de corte máxima; es decir, el valor máximo de v
v_r	velocidad de corte para obtener una vida de la herramienta t_r
v_o	velocidad de flujo de la viruta
v_p	velocidad de corte para tiempo de producción mínimo
v_t	velocidad periférica de la muela durante el rectificado
v_{trav}	velocidad transversal en el rectificado
w_w	velocidad periférica de la pieza durante el rectificado
w_o	salario del operario (costo por unidad de tiempo)
w'_o	salario del operario por unidad de tiempo (salario más costos generales)
w_o	ancho adimensional de la zona de deformación secundaria
Z_t	volumen de material removido de la muela por unidad de tiempo en el rectificado
Z_w	metal removido por unidad de tiempo; es decir, el volumen total de metal removido por unidad de tiempo
Z_{w_a}	metal removido por unidad de tiempo a causa de la abrasión en el rectificado electrolítico
Z_{w_e}	metal removido por unidad de tiempo a causa de la electrolisis
$Z_{w,max}$	cantidad máxima de metal removido por unidad de tiempo; es decir, el valor máximo de Z_w
α_n	ángulo normal de la herramienta (Fig. 7.12)
α_{n_e}	ángulo normal efectivo (Fig. 7.13)
β	ángulo medio de fricción en la cara de la herramienta
β_n	ángulo normal del filo (Fig. 7.12)
Γ	proporción de calor generado en la en la zona de deformación primaria conducido a la pieza
γ_f	inclinación lateral de la herramienta (Fig. 7.5)
γ_g	inclinación geométrica de la herramienta (Fig. 7.4)
γ_m	proporción del área de contacto real sobre la cual se presenta contacto metálico
γ_n	inclinación normal de la herramienta (Fig. 7.12)
γ_{n_e}	inclinación normal efectiva (Fig. 7.13)
γ_o	inclinación ortogonal de la herramienta (Fig. 7.6)
γ_p	inclinación longitudinal de la herramienta (Fig. 7.5)
γ_s	ángulo de filación en la prensa para esmerilar la inclinación longitudinal de la herramienta
δ	coeficiente de amortiguamiento
δ_c	pendiente de la superficie de trabajo; es decir, la inclinación de la superficie de trabajo relativo a la dirección de corte media
δ_o	ángulo de concididad de la viruta (Fig. 9.10)
δ_f	deflexión total relativa de la pieza, muela y soportes bajo condiciones estabilizadas en el rectificado

δ_w	cantidad de material a remover de la pieza en el rectificado
ϵ_r	ángulo de la punta de la herramienta (Fig. 7.12)
ϵ_{r_e}	ángulo efectivo de la punta de la herramienta (Fig. 7.13)
η	ángulo de la velocidad de corte resultante; es decir, el ángulo entre la dirección del movimiento principal y la dirección de corte resultante
η_e	eficiencia de la intensidad de corriente en el mecanizado electro-químico (MEQ)
η_m	eficiencia global del sistema motriz y de accionamiento de la máquina herramienta
θ	temperatura
θ_f	incremento promedio de la temperatura de la viruta a causa de la generación de calor por fricción
θ_m	incremento de temperatura del material que pasa por la zona de deformación secundaria
θ_{max}	temperatura máxima en la cara de la herramienta
θ_s	incremento de temperatura del material que pasa por la zona de deformación primaria
θ_o	temperatura inicial de la pieza
k_r	ángulo del filo principal de la herramienta (Fig. 7.12)
k'_r	ángulo del filo secundario de la herramienta (Fig. 7.12)
k_{r_e}	ángulo efectivo del filo principal (Fig. 7.13)
k'_{r_e}	ángulo efectivo del filo secundario
$D]$	parámetro de remoción de material de la muela en el rectificado; es decir, el volumen de material de la muela removida por unidad de tiempo y por unidad de fuerza de empuje
Δ_w	parámetro de remoción de material de la pieza en el rectificado; es decir, el volumen de metal removido de la pieza por unidad de tiempo y por unidad de fuerza de empuje
λ	longitud de onda de las variaciones de la superficie de trabajo
λ_s	ángulo de inclinación del filo de la herramienta (Fig. 7.12)
λ_{se}	ángulo efectivo de inclinación del filo de la herramienta (Fig. 7.13)
λ_{γ}	ángulo de flujo de la viruta (Fig. 7.3)
μ	coeficiente de fricción
ρ	densidad del material de la pieza
σ	ángulo de rompevirutas postizo (Fig. 8.3)
σ_f	esfuerzo normal sobre la cara de la herramienta
$\sigma_{f_{av}}$	esfuerzo normal promedio sobre la cara de la herramienta
$\sigma_{f_{max}}$	esfuerzo normal máximo sobre la cara de la herramienta
σ_{f_0}	esfuerzo normal sobre la cara de la herramienta para el cual las áreas de contacto real y aparente se vuelven iguales
σ_s	esfuerzo normal que actúa en el plano de cizalladura
σ_y	resistencia de la fluencia del material más blando
τ_f	esfuerzo de cizalladura que actúa sobre la cara de la herramienta; resistencia a la cizalladura del metal más blando

xxx Nomenclatura

T_s	resistencia aparente a la cizalladura del material de la pieza (esfuerzo cortante sobre el plano de cizalladura)
T_ξ	esfuerzo cortante que actúa sobre el plano de cizalladura corregido para el efecto de la fuerza F_p
T_{st}	esfuerzo de cizalladura que actúa sobre la cara de la herramienta en la región de contacto adhesivo
T_{s0}	esfuerzo cortante que actúa sobre el plano de cizalladura cuando el esfuerzo normal es nulo
T_1	resistencia a la cizalladura del metal más blando en el caso de lubricación límite
T_2	resistencia a la cizalladura de la capa de lubricante más blanda en el caso de lubricación límite
Φ_c	calor transportado por la viruta por unidad de tiempo
Φ_t	calor conducido dentro de la herramienta por unidad de tiempo
Φ_w	calor conducido dentro de la pieza por unidad de tiempo
ϕ	ángulo de cizalladura
ϕ_{av}	valor promedio del ángulo de cizalladura
ϕ_f	diferencia de fase entre la fuerza perturbadora y el movimiento resultante
ω_a	frecuencia angular en la condición a
ω_b	frecuencia angular en la condición b
ω_f	frecuencia angular de la fuerza externa armónica
ω_n	frecuencia angular natural



Máquinas - herramienta y Operaciones de Mecanizado

1.1 INTRODUCCION

La historia del corte de los metales comienza en la segunda mitad del siglo XVIII. Antes de esa época las máquinas herramientas no existían y el siguiente extracto del diario de un ingeniero inglés, Richard Reynolds, de octubre de 1760, da una idea de los problemas de manufactura que se afrontaban. Reynolds estaba tratando de producir un cilindro para una máquina de vapor. El cilindro de latón fundido tenía un largo de 9 pies y un diámetro interior de 28 pulgadas. Escribió:

"Habiendo preparado dos maderos de pino de forma apropiada para que sirvieran de apoyo al cilindro, un plomero fundió una masa de plomo de 300 lb., aproximadamente, la cual se coló dentro del cilindro limitada con madera gruesa y greda por ambos lados y quedó de una forma bastante aproximada a la circunferencia, por lo cual el terminado de la masa fue más rápido. Entonces se adaptaron dos barras de hierro alrededor de la masa y de ellas se ataron las sogas; así, con seis robustos y ágiles hombres tirando de cada sogá y habiendo untado el cilindro con polvo esmeril y aceite, se hizo deslizar la masa hasta que la superficie trabajada alcanzó un buen acabado; luego se giró un poco el cilindro y se reinició el pulido hasta que con mucho esfuerzo la superficie completa fue repasada a tal grado de redondez que la holgura máxima no superaba el espesor de mi dedo meñique. Esto me alegró mucho ya que era lo mejor que habíamos alcanzado".

En 1776 James Watt construyó con éxito el primer motor de vapor, y una de sus mayores dificultades en el desarrollo de la máquina fue el mecanizado in-

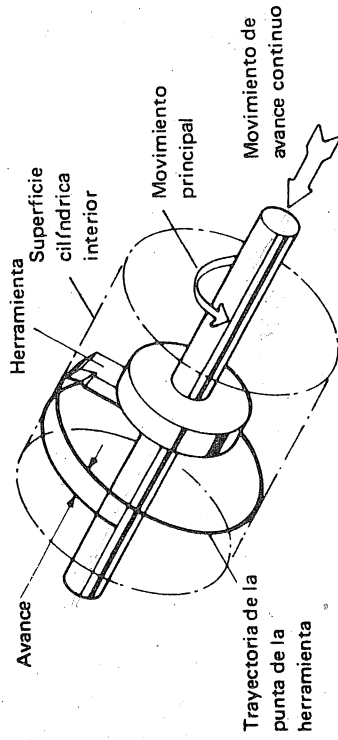


FIG. 1.1 Generación de una superficie cilíndrica en una mandrinadora.

terior del cilindro fundido. Su primer cilindro fue construido de lámina pero no obtuvo buen sellamiento. Los intentos de llenar la holgura entre el pistón y el cilindro con tela, cuero o sebo, fallaron. El problema fue resuelto por John Wilkinson cuando inventó la mandrinadora. Esta máquina consistía en una herramienta de corte montada en una barra de mandrinar que se montaba en chumaceras fuera del cilindro. La barra podía hacerse rotar y avanzar a través del cilindro generando con la herramienta una superficie cilíndrica independiente de las irregularidades de la pieza en bruto, (fig. 1.1). Esta fue la primera máquina herramienta efectiva y permitió a James Watt producir con éxito su motor de vapor.

El corte de los metales tal como lo conocemos hoy comenzó con la introducción de esta primera máquina herramienta. En la actualidad, las máquinas herramientas forman la base de nuestra industria y son usadas directa o indirectamente en la manufactura de todos los productos de la civilización moderna.

1.2 MOVIMIENTOS DE LAS MÁQUINAS HERRAMIENTAS

*El principio usado en todas las máquinas herramientas es el de generar la superficie requerida suministrando los movimientos relativos apropiados entre la herramienta y la pieza. El filo o filos cortantes de la herramienta remueven una capa del material de la pieza; este material removido se llama viruta. Las superficies más fáciles de generar son las superficies planas y las superficies cilíndricas externas o internas. Por ejemplo, si una herramienta es accionada alternativamente de atrás a adelante en línea recta y una pieza puesta bajo la herramienta se hace avanzar en una dirección normal a la del movimiento de la herramienta, se generará una superficie plana en la pieza. Igualmente, la superficie cilíndrica puede generarse por rotación de la pieza y el avance de la herramienta paralelo al eje de rotación de la pieza. En general, una máquina herramienta para metales debe proporcionar dos clases de movimientos relativos: el movimiento principal y el movimiento de avance, definidos así:**

* Todos los textos en negrilla han sido adoptados por la *International Organization of Standards* (ISO) o el *National Bureau Standards* o por ambos.

El movimiento principal es el proporcionado manualmente por la máquina para dar movimiento relativo entre la herramienta y la pieza de tal manera que la cara de la herramienta alcance el material de la pieza. Usualmente, el movimiento principal absorbe la mayor parte de la potencia total necesaria para realizar la operación de mecanizado.

El movimiento de avance es el que puede ser proporcionado por la máquina herramienta a la pieza o a la herramienta y que sumado al movimiento principal, conduce a una remoción continua o discontinua de viruta y a la creación de una superficie mecanizada con las características geométricas deseadas. Este movimiento puede ser continuo o escalonado; en ambos casos absorbe generalmente una pequeña proporción de la potencia requerida para realizar una operación de mecanizado.

Para facilitar las descripciones de los movimientos de las máquinas herramientas es útil emplear el sistema de ejes para la máquina recomendado por la ISO¹. Aunque este sistema fue establecido para fines de programación de las máquinas herramientas de control numérico, se presta para adoptarlo como un sistema general para todas las máquinas herramientas. El sistema está basado en el sistema de coordenadas dextrógiro mostrado en la fig. 1.2(a) y está asociado a los posibles movimientos de la herramienta en la máquina. Los tres ejes coordinados X , Y y Z están asociados con los movimientos rectilíneos de la herramienta y los movimientos A , B y C se asocian a los giros posibles de la herramienta alrededor de estos ejes, respectivamente. Para comprender la convención para los signos usada en este sistema, es de gran ayuda suponer un tornillo de rosca derecha a lo largo de cada eje. Si una tuerca gira de tal manera que se desplace en el sentido positivo a lo largo del eje, el movimiento de giro es positivo.

Una máquina herramienta particular puede proporcionar movimiento a la herramienta sólo en algunas de las direcciones mostradas en la fig. 1.2(a). Sin embargo, antes de analizar las direcciones de movimiento para una máquina en particular, es necesario orientar el sistema de coordenadas con respecto a esa máquina herramienta. El sistema de coordenadas está orientado así:

El eje Z se dispone paralelo al eje del husillo de la máquina que proporciona el movimiento principal. Si la máquina no tiene husillo, el eje Z se dispone perpendicularmente a la superficie de fijación de la pieza. El desplazamiento positivo a lo largo del eje Z incrementa la distancia entre la pieza y el portaherramienta.

Donde sea posible, el eje X es horizontal y paralelo a la superficie de sujeción de la pieza. En las máquinas sin husillo principal, el eje X es paralelo al movimiento principal y de llevar la dirección de éste, el desplazamiento en X será positivo. En las máquinas con movimiento rotatorio para la pieza, el desplazamiento X es radial y paralelo al carro transversal. (El desplazamiento X positivo se define como el movimiento de la herramienta cuando ésta se aleja del eje de rotación de la pieza.) En las máquinas con movimiento rotatorio para la herramienta:

1. Si el eje Z es horizontal, el desplazamiento en X es positivo si va a la derecha cuando se observa la máquina desde el husillo principal hacia la pieza.

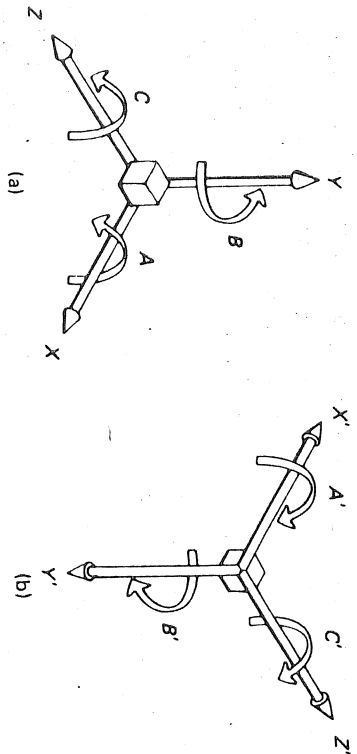


FIG. 1.2 Sistema de coordenadas para la especificación de los movimientos de una máquina herramienta. (a) Movimientos de la herramienta; (b) movimientos de la pieza.

2. Si el eje Z es vertical, el desplazamiento en X es positivo si va a la derecha cuando se observa la máquina desde el husillo principal hacia la columna de la máquina.

El desplazamiento positivo en Y se selecciona de manera que complete el sistema de coordenadas mostrado en la fig. 1.2(a).

Para los movimientos de la pieza en una máquina herramienta se usa un conjunto, similar de ejes y movimientos (fig. 1.2(b)), pero se invierte la convención de signos y las letras van con apóstrofes. La razón para estos dos cambios es que, por ejemplo, si una herramienta puede aproximarse a la pieza en la dirección X positiva, se obtiene igual resultado si se desplaza la pieza en la dirección X' positiva.

En las siguientes secciones se describirán algunas máquinas herramientas convencionales y se ilustrarán sus movimientos. Estas máquinas pueden dividirse en tres grupos:

1. Las que usan herramientas monofilas
2. Las que usan herramientas multifilas
3. Las que usan muelas abrasivas

Las máquinas que usan herramientas monofilas se describirán primero, comenzando con la más común, el torno. La descripción del torno y de algunas de las operaciones que en él pueden realizarse se aprovechará para introducir numerosos términos y definiciones que son aplicables a todo tipo de operaciones de mecanizado. Esta descripción, aunque extensa, es importante aun para quienes están familiarizados con las operaciones de mecanizado debido al uso de la nueva terminología internacional.

Para este propósito, el término *mecanizado* significará cualquier proceso donde se remueva gradualmente material de una pieza, incluido el corte de metales con herramientas monofilas y multifilas y el rectificado con muelas abrasivas.

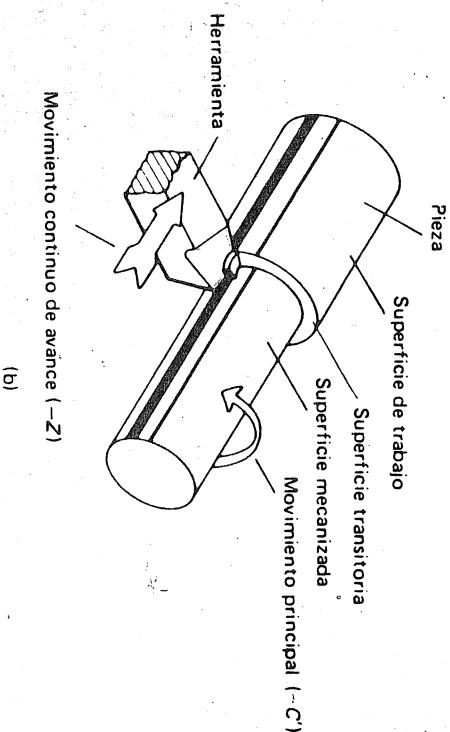
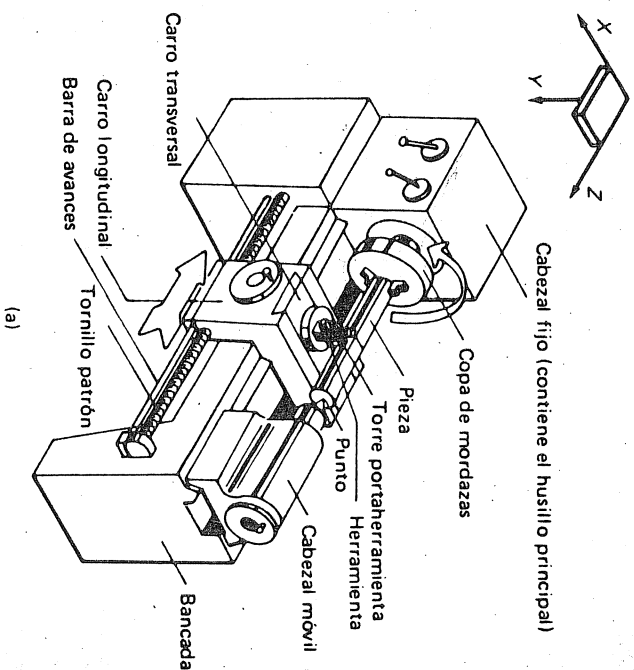


FIG. 1.3 (a) Un torno. (b) Operación de cilindrado.

Para cada operación de mecanizado se desarrollan ecuaciones para calcular el tiempo de la operación y la potencia requerida. Al final del capítulo, se presenta un sumario de estas ecuaciones junto con las características típicas de las máquinas descritas (incluyendo rango de velocidades, rango de avances, potencia, eficiencia, tamaño y precisión) y las características de varios materiales.

1.3 MAQUINAS QUE USAN HERRAMIENTAS MONOFILO

1.3.1 El torno paralelo

En la fig. 1.3(a) se muestra esquemáticamente el torno paralelo; consiste en una bancada horizontal que soporta el cabezal fijo, el cabezal móvil o contrapunto y el carro. Todas las máquinas herramientas deben tener un medio para la sujeción de la pieza. En la fig. 1.3 la pieza se sujeta en la copa de mordazas montada en la nariz del husillo principal de la máquina y es apoyada en el otro extremo por un punto colocado en el cabezal móvil. Este último puede bloquearse en cualquier posición a lo largo de la bancada, permitiendo apoyar piezas de varias longitudes. Las piezas cortas pueden sujetarse solamente con las mordazas.

El movimiento principal, la rotación de la pieza (movimiento C'), se produce por el movimiento de una serie de engranajes que accionan el husillo principal impulsados por un motor eléctrico situado en la parte posterior de la máquina. El husillo principal y los engranajes están dentro del cabezal. Las palancas del cabezal permiten seleccionar las velocidades del husillo.

La herramienta monofiló se coloca en el portaherramienta, el cual está montado en un carro superior que a su vez está sobre el carro longitudinal o principal. Este último es movido a lo largo de la bancada (movimiento Z) por el tornillo patrón (para el corte de roscas) o una cremallera y piñón y por la barra de avances (para el cilindro); tanto el tornillo patrón como la barra de avances están conectados al husillo principal a través de un tren de engranajes. También el carro longitudinal puede permanecer fijo en la bancada y el tren de engranajes puede usarse para mover el portaherramienta transversalmente (movimiento X) usando el tornillo transversal.

La fig. 1.3 (b) muestra una superficie cilíndrica que es generada en una pieza por la rotación de ésta, (movimiento $-C'$) y el desplazamiento del carro a lo largo de la bancada (movimiento $-Z$). Esta operación se conoce como *cilindrado*.

En el torneado, el avance es la distancia recorrida por la herramienta durante cada vuelta de la pieza. Una vez escogido el avance por vuelta, éste permanece constante para cualquier velocidad rotacional del husillo, debido a la transmisión por engranajes (relación forzosa) entre la barra de avances y el husillo. El avance f para todas las máquinas herramientas se define como el **desplazamiento de la herramienta relativo a la pieza, en la dirección del movimiento de avance, por carrera o por vuelta de la pieza o herramienta**. Así, para torneear una superficie cilíndrica de longitud l_w , el número de vueltas de la pieza será l_w/f , y el tiempo de mecanizado t_m estará dado por:

$$t_m = \frac{l_w}{f n_w} \quad (1.1)$$

donde n_w es la frecuencia rotacional de la pieza.

Es claro que t_m es el tiempo para una pasada de la herramienta (un corte) a lo largo de la pieza. Esta única pasada no significa necesariamente que la opera-

ción de mecanizado se haya completado. Si el primer corte está destinado a remover una gran cantidad de material con gran avance (corte de desbaste), las fuerzas producidas durante la operación causarán probablemente deflexiones significativas en la estructura de la máquina. La subsiguiente pérdida de precisión necesitará una operación final con poco avance (corte de acabado) para dar a la pieza el diámetro dentro de las especificaciones y dar un acabado superficial satisfactorio. Por estas razones es costumbre mecanizar deliberadamente las piezas sobre tamaño durante el desbaste, dejando una pequeña cantidad de material que será removido durante el acabado.

Antes de discutir la operación del torno, es de utilidad describir algunas de las características de las herramientas monofiló usadas en el torno y en otros tipos de máquinas herramientas.

1.3.2 Herramientas monofiló

Las herramientas monofiló son herramientas de corte que poseen una parte cortante (o elemento productor de viruta) y un cuerpo. Son usadas comúnmente en los tornos, tornos revólver, cepillos, limadoras mandrinadoras y máquinas herramientas semejantes. Una herramienta monofiló típica se muestra en la fig. 1.4. Las partes más importantes son los filos y las superficies adyacentes. Estas se indican en la figura y se definen como sigue: *

1. La cara es la superficie o superficies sobre las cuales fluye la viruta (superficie de desprendimiento).
2. El flanco es la superficie de la herramienta frente a la cual pasa la superficie generada en la pieza (superficie de incidencia).

* Para mayor información ver ISO/DIS 3002

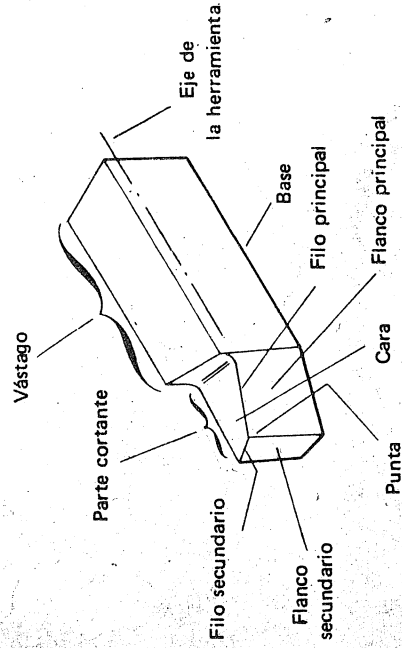


FIG. 1.4 Herramienta monofiló típica.

3. El filo es la parte que realiza el corte. El filo principal es la parte del filo que ataca la superficie transitoria en la pieza. El filo secundario es la parte restante del filo de la herramienta.
4. La punta de la herramienta es la parte del filo donde se cortan los filos principal y secundario; puede ser aguda o redondeada, o puede ser intersección de esos filos.

En general, cuando una herramienta se aplica a una pieza, su movimiento relativo a la pieza tiene dos componentes:

1. El movimiento derivado del movimiento principal de la máquina herramienta el cual puede llamarse el *movimiento principal* de la herramienta.
2. El movimiento derivado del *movimiento de avance* de la máquina herramienta (fig. 1.5).

La resultante de estos dos movimientos de la herramienta se llama *movimiento de corte resultante* y se define como el *movimiento resultante* de los movimientos principal y de avance simultáneos.

Debe anotarse que, en las máquinas donde el avance es aplicado mientras la herramienta no se encuentra acoplada a la pieza (por ejemplo el cepillado), el movimiento de corte resultante es idéntico al movimiento principal. En los casos en que el avance es continuo, el ángulo entre la dirección del movimiento principal y la dirección de corte resultante se llama el *ángulo de la velocidad de corte*

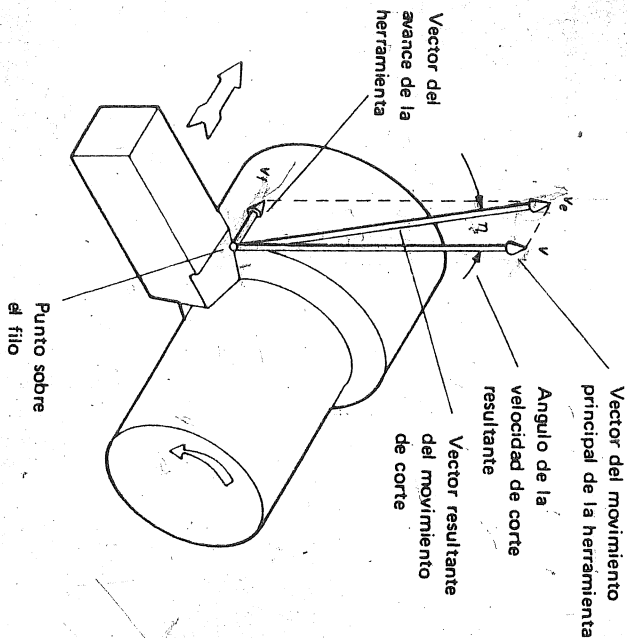


FIG. 1.5 Movimiento de corte resultante en el cilindrado.

resultante. Este ángulo es generalmente muy pequeño y para la mayoría de los casos prácticos se toma como cero. Debe anotarse que la velocidad de corte v , la velocidad instantánea del movimiento de corte principal relativo a la pieza del punto seleccionado en el filo, puede variar a lo largo del filo principal. La velocidad de avance v_f , la velocidad instantánea del movimiento de avance relativo a la pieza del punto seleccionado en el filo, es constante.

Finalmente, la velocidad de corte resultante v_e , la velocidad instantánea del movimiento de corte resultante relativo a la pieza del punto seleccionado en el filo, está dada por:

$$v_e = v / \cos \eta \quad (1.2)$$

pero como para la mayoría de las operaciones η es muy pequeño, generalmente se considera

$$v_e = v \quad (1.3)$$

Uno de los ángulos más importantes cuando se considera la geometría de una operación particular de mecanizado es el que se muestra en la fig. 1.6, llamado *ángulo del filo principal de la herramienta*, K_r . El espesor de la capa de material que está siendo removido por un filo en un punto seleccionado, conocido como

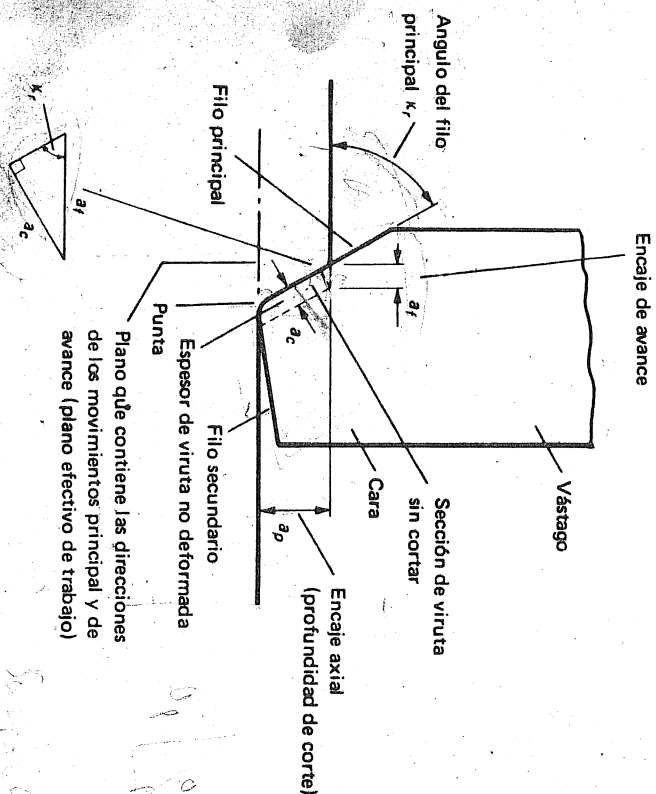


FIG. 1.6 Operación con herramienta mono filo donde $a_c = a_f \sin K_r$.

espesor de la viruta no deformada a_c , afecta significativamente la potencia requerida para realizar la operación. Más exactamente, esta dimensión debe ser medida en un plano normal tanto al filo como a la dirección de corte resultante. Sin embargo, para fines prácticos, dado que η es pequeño, a_c puede medirse normal a la dirección del movimiento principal; así, en la fig. 1.6 y en las figuras subsiguientes, a_c se medirá de esta manera. De la fig. 1.6, así a_c está dado por $a_f \sin \kappa_r$, donde a_f es el *encaje de avance*, es decir, el *encaje instantáneo del filo de la herramienta con la pieza medido en la dirección del movimiento de avance*. Para herramientas monofilas a_f es igual al avance f , y así:

$$a_c = f \sin \kappa_r \quad (1.4)$$

La sección A_c de la viruta sin cortar está dada aproximadamente así:

$$A_c = f a_p \quad (1.5)$$

donde a_p es el *encaje axial* (profundidad de corte), es decir, el *encaje instantáneo de la herramienta con la pieza medido perpendicularmente al plano que contiene las direcciones de los movimientos principal y de avance* (fig. 1.5). En general, el *encaje axial* determina la profundidad del material removido de la pieza en una operación con herramienta monofila.

1.3.3 Operaciones típicas en el torno

La figura 1.7 muestra cinco operaciones típicas en el torno: cilindrado, refrentado, torneado interior, roscado exterior y tronzado. En cada caso se indican

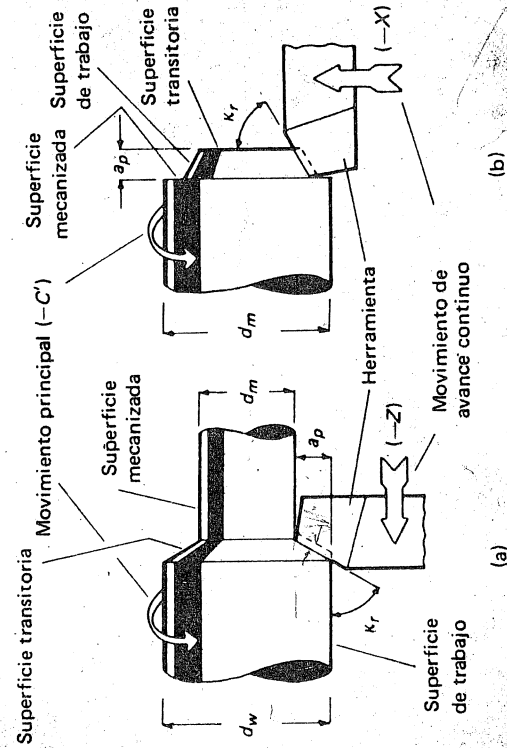


FIG. 1.7 Operaciones en el torno (a) Cilindrado, (b) refrentado, (cont.)

los movimientos principal y de avance junto con otros términos y dimensiones. En la operación de mecanizado, la pieza posee tres superficies importantes:

1. Superficie de trabajo: la superficie de la pieza que va a ser removida en el mecanizado.
2. Superficie mecanizada: la superficie deseada, producida por la herramienta.
3. Superficie transitoria: la parte de la superficie formada en la pieza por el filo y que será removida en la siguiente carrera o revolución o en otros casos (por ejemplo en el corte de rosas en el torno) (fig. 1.7(d)) durante la siguiente pasada de la herramienta.

En la fig. 1.7(a), que muestra la geometría del cilindrado, la velocidad de corte en la punta de la herramienta está dada por $\pi d_w n_w$, donde n_w es la frecuencia rotacional de la pieza y d_w es el diámetro de la superficie mecanizada. El valor máximo de la velocidad de corte está dado por $\pi d_w n_w$, donde d_w es el diámetro de la superficie de trabajo. De esta manera la velocidad media de corte, v_{av} , está dada por:

$$v_{av} = \frac{\pi n_w (d_w + d_m)}{2} \quad (1.6)$$

El metal removido por unidad de tiempo Z_w es producto de la velocidad media de corte y la sección de la viruta sin cortar; así:

$$\begin{aligned} Z_w &= A_c v_{av} \\ &= a_f a_p v_{av} \\ &= \frac{\pi a_f a_p n_w (d_w + d_m)}{2} \\ &= \pi f a_p n_w (d_m + a_p) \end{aligned} \quad (1.7)$$

El mismo resultado pudo haberse obtenido dividiendo el volumen total de metal removido por el tiempo de mecanizado t_m .

Para operaciones donde el encaje axial es pequeño comparado con el diámetro de la superficie mecanizada d_m , el metal removido por unidad de tiempo está dado aproximadamente por:

$$Z_w \cong \pi f a_p n_w d_m \quad (1.8)$$

Para un material de trabajo mecanizado bajo condiciones dadas, puede medirse la energía requerida para remover un volumen unitario de material P_s . Este factor depende principalmente del material y si se conoce este valor, la potencia P_m requerida para realizar una operación de mecanizado, puede obtenerse de:

$$P_m = P_s Z_w \quad (1.9)$$

Finalmente, si la eficiencia global del sistema motriz y de accionamiento de la máquina herramienta es llamado η_m , la potencia eléctrica P_e consumida por la máquina estará dada por:

$$P_e = \frac{P_m}{\eta_m} \quad (1.10)$$

Al final de este capítulo se suministran valores aproximados de P_s para varios materiales y para varios valores del espesor de viruta no deformada.

En la fig. 1.7(b) se muestra una operación en la cual se produce una superficie plana en un torno: se obtiene avanzando la herramienta en una dirección normal ($-X$) al eje de rotación de la pieza. En esta operación conocida como *refrentado* la velocidad de corte en la punta de la herramienta varía desde un máximo al comienzo del corte, a cero cuando la herramienta alcanza el centro de la pieza. Obviamente, esta operación puede realizarse sólo si la pieza no requiere soportarse con el punto. El espesor de viruta no deformada a_e y la sección de viruta sin cortar A_c se calculan igual que para el cilindrado por las ecuaciones (1.4) y (1.5), respectivamente.

El tiempo de mecanizado t_m está dado por:

$$t_m = \frac{d_m}{2f n_w} \quad (1.11)$$

La velocidad máxima de corte v_{max} y la cantidad máxima de metal removido por unidad de tiempo Z_{wmax} serán:

$$v_{max} = \pi n_w d_m \quad (1.12)$$

$$Z_{wmax} = \pi f a_p n_w d_m \quad (1.13)$$

La figura 1.7(c) muestra la generación de una superficie cilíndrica interior en un torno. Esta operación es llamada *mandrinado* y puede usarse solamente para ampliar un agujero existente en la pieza. Si el diámetro de la superficie de trabajo es d_w y el diámetro de la superficie es d_m , la velocidad media de corte está dada por la ecuación (1.6) y el metal removido por unidad de tiempo por:

$$Z_w = \pi f a_p n_w (d_m - a_p) \quad (1.14)$$

Finalmente, el tiempo de mecanizado t_m está dado por la ecuación (1.1) si se toma w como la longitud del agujero por mecanizar.

La operación que se muestra en la fig. 1.7(d) es conocida como *rosado exterior*. En esta operación, el movimiento principal de la herramienta es considerado como una combinación de los movimientos $-C'$ y $-Z$. Este movimiento genera una hélice en la pieza y se obtiene seleccionando los engranajes que accionan el tornillo patrón para dar el paso requerido a los filetes cortados. El mecanizado

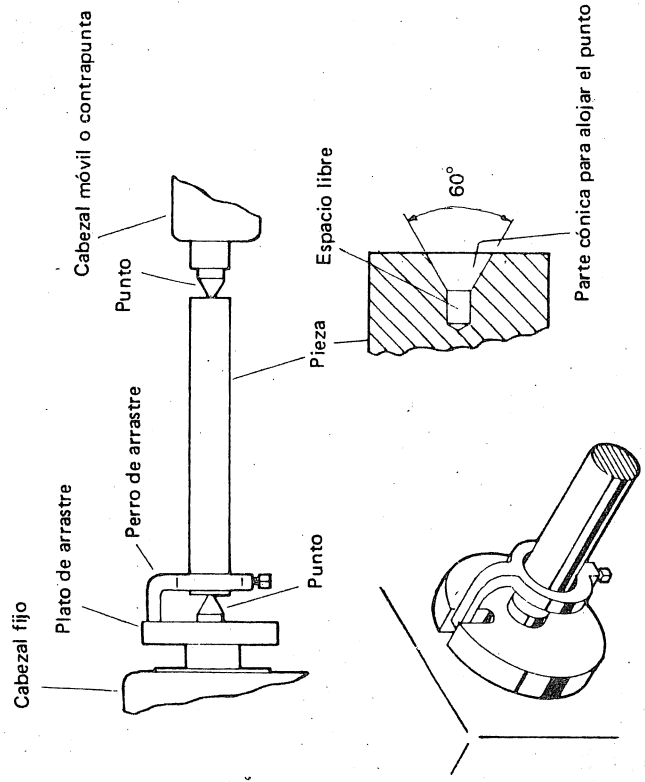


FIG. 1.9 Sujeción de la pieza cuando se torne a entre puntos.

Con la copa de mordazas independientes, cada mordaza puede ajustarse independientemente girando los tornillos radiales. Aunque el centrado de una pieza en este tipo de copa puede consumir bastante tiempo, la copa de cuatro mordazas independientes es a menudo necesaria para piezas no cilíndricas.

Para piezas muy complicadas, puede usarse el plato de mordazas independientes; éste tiene varias ranuras radiales que permiten sujetar la pieza por medio de tornillos.

Para tornos pequeños, usados extensamente para el trabajo de material en barra, a menudo se emplean las *PINZAS*. Estas son manguitos ranurados para darles flexibilidad y que tienen una conicidad en su superficie externa. Al introducir la pinza en un cono complementario y obligarla a cerrar, se obtiene una firme sujeción de la barra. Para operaciones de precisión o en casos en los cuales la superficie de trabajo no es perfectamente cilíndrica, la pieza puede mecanizarse entre puntos. Esta forma se muestra en la fig. 1.9. Inicialmente se provee a la pieza de agujeros cónicos en cada extremo para alojamiento de los puntos del torno. Antes de sujetar la pieza entre los puntos (uno en el cabezal fijo y otro en el móvil) se coloca el *perro de arrastre* con su extremo en la ranura del plato de arrastre montado en el husillo, asegurando la rotación solidaria de éste con la pieza.

La forma más simple de sujeción de la herramienta se muestra en la fig. 1.10 y es apropiada para una herramienta monofilos. Bajo la herramienta hay una pieza curva apoyada en una superficie esférica cóncava; este método proporciona gran

de roscas necesita varias pasadas de la herramienta, en cada una de las cuales se remueve una capa de uno de los lados del filete. El avance es aplicado gradualmente, después de cada pasada de la herramienta, en una dirección paralela a la superficie mecanizada. En el cálculo del tiempo de producción, deberá tenerse en cuenta el tiempo para retornar la herramienta al comienzo del corte, para profundizar la herramienta y para embregar el carro con el tornillo patrón.

La última operación que aparece en la fig. 1.7(e) se usa cuando la pieza terminada va a ser separada del material en barra, sujeto en las mordazas, es conocida como operación de *tronzado*, y produce dos superficies mecanizadas simultáneamente. Como en el refrentado, la velocidad de corte y el material removido por unidad de tiempo varían de un máximo al comienzo del corte a cero en el centro de la pieza. El tiempo de mecanizado está dado por la ecuación (1.11) y la cantidad máxima de metal removido por unidad de tiempo por la ecuación (1.13).

1.3.4 Sujeción de la pieza y la herramienta en el torno

El método más conocido de sujeción de la pieza es por medio de la copa de mordazas. Este puede ser de tres o de cuatro mordazas (fig. 1.8) y se monta en la nariz del husillo. La copa de tres mordazas es usada para la sujeción de piezas cilíndricas cuando se requiere que la superficie mecanizada sea concéntrica con la superficie de trabajo. Las mordazas tienen una serie de dientes que engranan con ranuras en espiral en una placa circular dentro de la copa. Esta placa puede girarse con la llave cuadrada, para obtener un movimiento radial simultáneo de las mordazas. Dado que las mordazas conservan una distancia igual al eje de la copa, las piezas cilíndricas quedan automáticamente centradas cuando se sujetan.

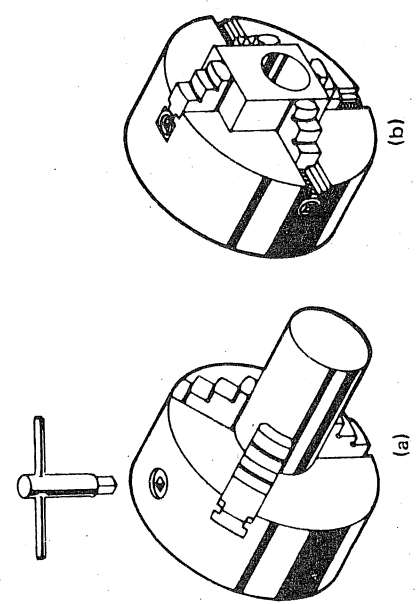


FIG. 1.8 Sujeción en el torno usando copas de mordazas. (a) Copa de tres mordazas; (b) copa de cuatro mordazas independientes.

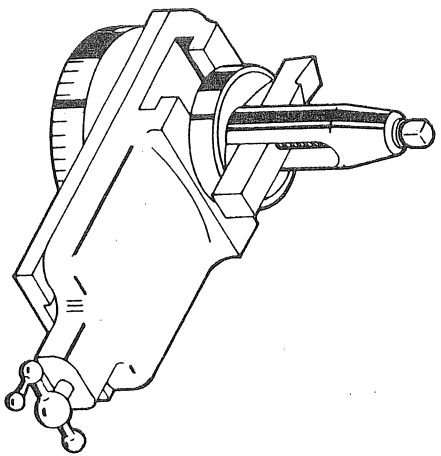


FIG. 1.10 Torre portaherramienta típica y carro superior.

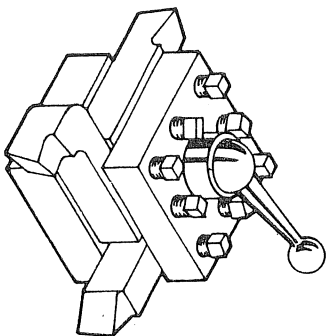


FIG. 1.11 Torre cuádruple.

facilidad para inclinar la herramienta de manera que la punta quede a la altura apropiada para la operación. En la figura se muestra la torre sobre el carro superior, el cual puede fijarse a cualquier ángulo en el plano horizontal y va montado sobre el carro transversal. El proporcionar desplazamiento de la torre portaherramienta permite el mecanizado de chaflanes y pequeñas superficies cónicas, así como el desplazamiento de la herramienta en el roscado.

Otra forma común de torre portaherramienta es la que se muestra en la fig. 1.11; puede ir montada también en el carro superior. Esta torre cuádruple puede, como su nombre lo dice, alojar cuatro herramientas. Cualquier herramienta puede ser puesta en posición rápidamente liberando la torre, girándola y bloqueándola nuevamente.

1.3.5 Otros tipos de tornos

El torno paralelo (o torno de puntos) es la máquina herramienta usada más ampliamente en la producción en pequeña escala. Existen, además, otras clases de tornos como el *torno revólver* usado en producción en mediana escala y en la cual el cabezal móvil ha sido reemplazado por una torre giratoria de 6 posiciones, y que puede desplazarse a lo largo de la bancada accionada por el tornillo patrón. Una gran variedad de herramientas pueden sujetarse en las caras de la torre (en algunos casos pueden montarse varias herramientas en un alojamiento) y ponerse en operación al rotar la torre y embregar el mecanismo de avance.

Los *tornos automáticos monohusillo* y *multihusillos* son apropiados para producción en serie o en masa de pequeñas piezas mecanizadas (por ejemplo tornillos, pasadores) a partir de material en forma de barra. Los diferentes movimientos son controlados por levas especialmente preparadas, y las operaciones son

completamente automáticas. La máquina requiere atención sólo cuando es necesario proveerla de una nueva barra de material.

1.3.6 Torno vertical

El torno de husillo horizontal no es apropiado para tornear piezas muy pesadas y de gran diámetro. El eje de la máquina estaría colocado a una altura tal que el operario no podría alcanzar fácilmente los dispositivos de sujeción de la pieza y la herramienta. Además, es difícil montar las piezas pesadas en un plato vertical o entre puntos; por esta razón se usa frecuentemente una máquina que opera como el torno pero con eje vertical, el *torno vertical* (fig. 1.12). Como sucede en el torno de puntos, esta máquina proporciona rotación a la pieza (movimiento *C*) y desplazamientos a la herramienta. Estos desplazamientos pueden ser normales al eje de rotación de la pieza (movimiento *X*) o paralelos al mismo (movimiento *Z*).

En esta máquina se emplean herramientas monofiló montadas en una torre parecida a la de la fig. 1.11 pero sin el dispositivo de situación rápida. Las opera-

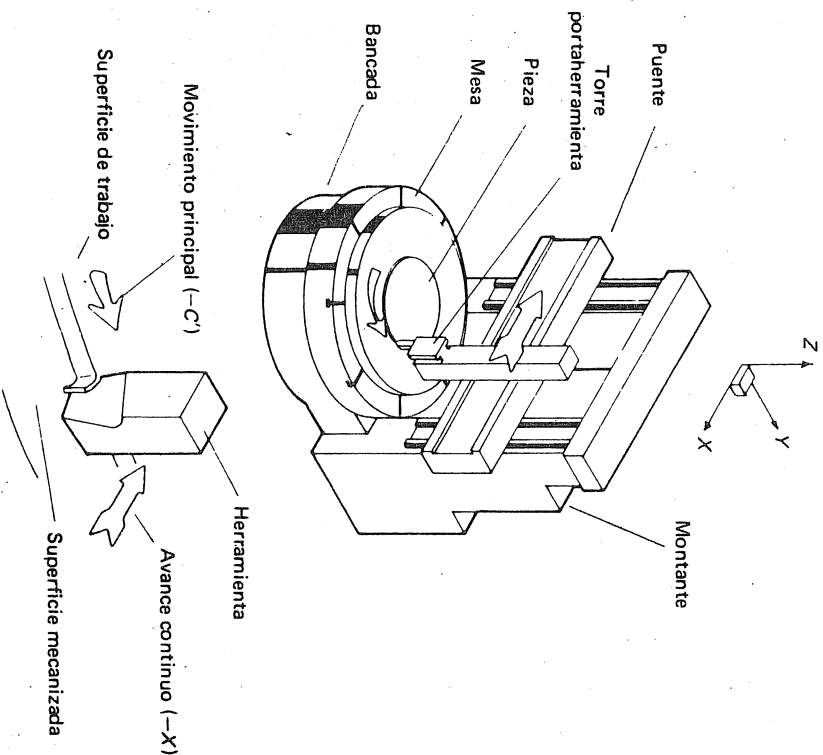


FIG. 1.12 Sujeción de la pieza en el torno vertical.

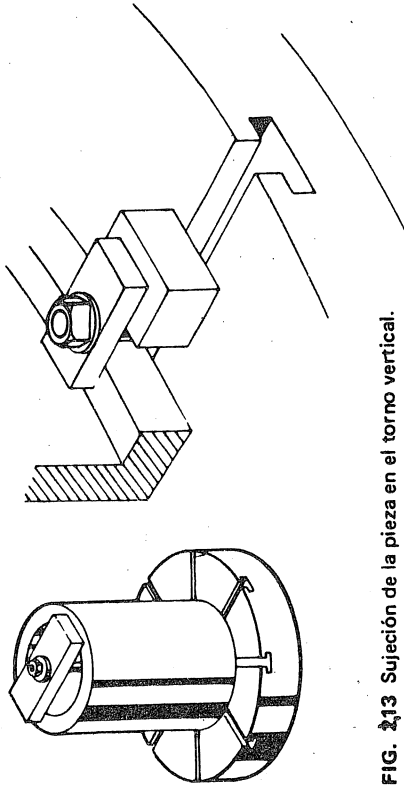


FIG. 1.13 Sujeción de la pieza en el torno vertical.

ciones ejecutadas generalmente en estas máquinas son el cilindrado (movimiento $-Z$), refrentado (movimiento $-X$) y mandrinado (movimiento $-Z$). Para estas operaciones es aplicable la misma geometría mostrada en las figs. 1.7(a) a 1.7(c).

La superficie de sujeción de la pieza es una mesa horizontal rotatoria con ranuras en T radiales. En la fig. 1.13 se muestran dos métodos típicos de sujeción de las piezas.

1.3.7 La taladradora horizontal (mandrinadora)

El último tipo de máquina considerada aquí, que usa herramientas monofilas y está dotada de un movimiento principal rotatorio, es la *taladradora horizontal o mandrinadora* (fig. 1.14). Esta máquina es utilizada en la mayoría de los casos para piezas grandes, cuya forma no es cilíndrica y que requieren el mecanizado de una superficie cilíndrica interior. En general, las palabras vertical u horizontal definen la orientación del husillo principal de la máquina. En la mandrinadora el husillo principal es horizontal.

La característica principal de la máquina es que la pieza permanece estacionaria durante el mecanizado, y todos los movimientos de generación se aplican a la herramienta. La operación más usual en estas máquinas es el mandrinado (fig. 1.14). Este se obtiene por rotación de la herramienta, montada en una barra de mandrinar y accionada por el husillo (movimiento C), y avanzando el husillo, barra de mandrinar y herramienta a lo largo del eje de rotación (movimiento Z). Los movimientos de la máquina son para situar inicialmente la pieza y por lo general no se emplean durante el corte. Con el uso de un portaherramienta especial (fig. 1.15) puede hacerse la operación de refrentado, desplazando la herramienta radialmente a medida que gira.

La mesa de la máquina tiene ranuras en T para facilitar la sujeción de las piezas. La fig. 1.16 muestra algunos métodos comunes en el empleo de estas ranuras.

Las fórmulas desarrolladas anteriormente para el cilindrado y el refrentado, tienen validez también para la mandrinadora.

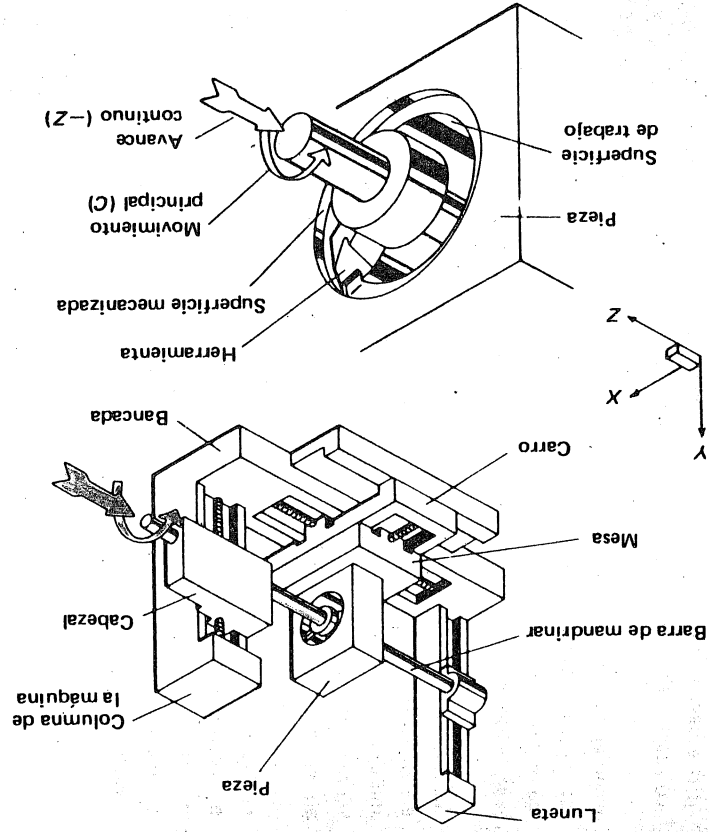


FIG. 1.14 Tornado interior en la mandrinadora.

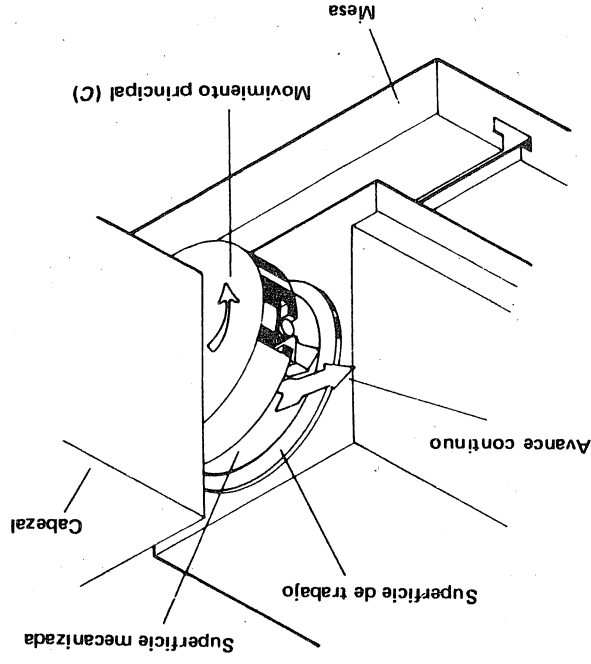


FIG. 1.15 Refrentado en la mandrinadora.

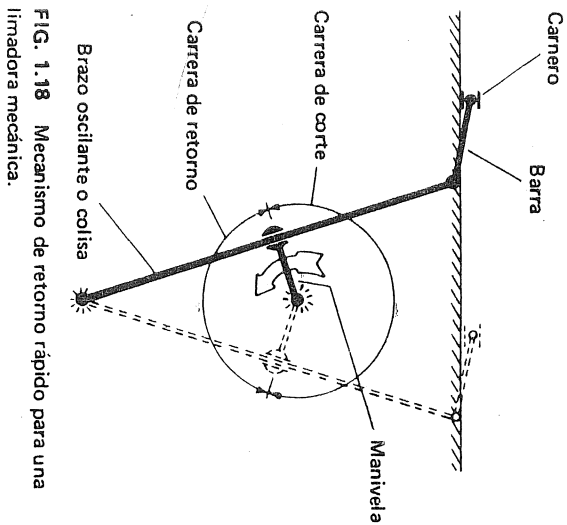


FIG. 1.18 Mecanismo de retorno rápido para una limadora mecánica.

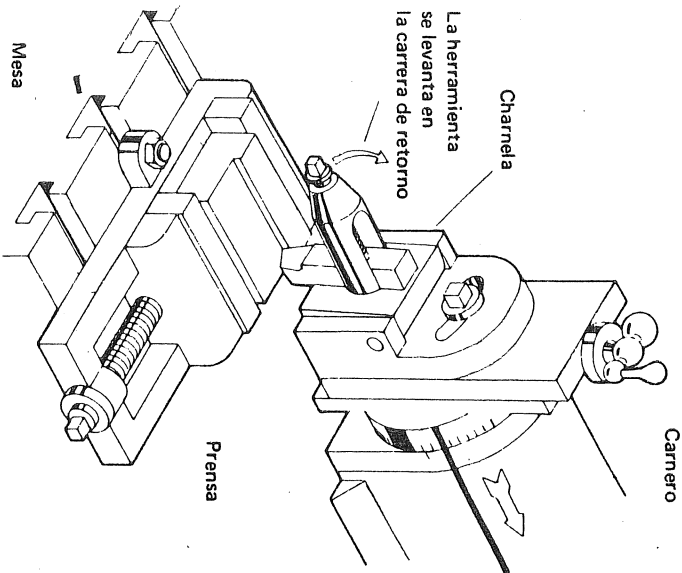


FIG. 1.19 Sujeción de la pieza y la herramienta en la limadora.

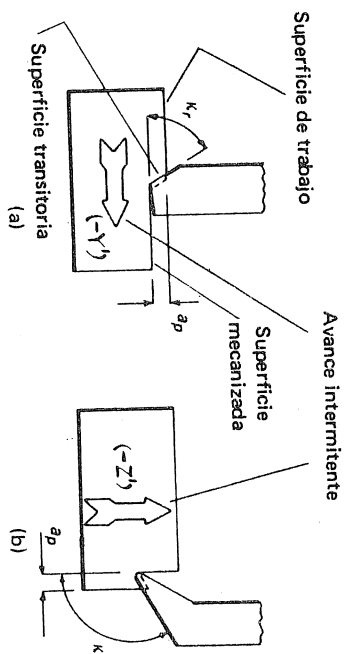


FIG. 1.20 Operaciones en la limadora. (a) Superficie horizontal; (b) superficie vertical; (c) superficie inclinada.

donde n_r es la frecuencia de carreras de corte o de barrido y f es el avance. El metal removido por unidad de tiempo será:

$$Z_w = A_c v = f a_p v \quad (1.16)$$

donde v es la velocidad de corte y a_p es el encaje axial.

El espesor de la viruta no deformada a_c será dado por:

$$a_c = f \operatorname{sen} \kappa_r \quad (1.17)$$

1.3.9 La cepilladora (cepillo de puente)

Las limitaciones en la longitud de la carrera y longitud en voladizo del carrero hacen de la limadora una máquina inapropiada para la generación de superficies planas en piezas grandes. Este problema no existe en los *cepillos de puente* (fig. 1.21), debido a la aplicación del movimiento principal a la pieza (movimiento X') y el avance a la herramienta en direcciones normales al movimiento principal (movimientos Y o Z). El movimiento principal generalmente se obtiene por un accionamiento piñón-cremallera movidos por un motor de velocidad variable.

1.4 LAS MAQUINAS QUE USAN HERRAMIENTAS MULTIFILO

1.4.1 Las herramientas multifiло

La herramienta *multifiло* está compuesta por dos o más partes cortantes (elementos productores de viruta) montadas en un cuerpo común. La mayoría de las herramientas de este tipo (fresas, brocas, etc.) son de tipo rotatorio y tienen un vástago cónico o cilíndrico para la sujeción, o tienen un agujero para ser montadas en un árbol. Se aplican los mismos términos definidos anteriormente para las herramientas monofiло, como cara, flanco, filos y la acción de corte en un punto escogido en uno de los filos será la misma.

Las herramientas multifiло comunes —brocas, escariadores, fresas y mandriles— se tratarán junto con la descripción de las máquinas que generalmente las usan.

1.4.2 Taladradoras

Una taladradora (fig. 1.22) puede realizar sólo las operaciones donde la herramienta gira (movimiento *C*) y avanza a lo largo de su eje de rotación (movimiento *Z*). La pieza permanece siempre fija durante el proceso de mecanizado. En muchas taladradoras la herramienta se avanza manualmente con una palanca situada a la derecha del cabezal. Tanto el cabezal como la mesa pueden desplazarse verticalmente para trabajar piezas de diferentes alturas.

La operación más comúnmente realizada en estas máquinas es el taladrado con broca en espiral para generar una superficie cilíndrica interior. En la fig. 1.23 se muestra una broca en espiral con vástago cónico, junto con la geometría del taladrado. Esta herramienta tiene 2 filos y se supone que cada uno de ellos removerá una parte del material. De tal manera, el avance por diente (la altura del material removido por cada diente medida paralelamente a la dirección del avance) es el encaje de avance a_f y es igual a la mitad del avance f . Geométricamente

$$a_c = \frac{f}{2} \sin \kappa_r \quad (1.18)$$

donde κ_r es el ángulo del filo principal.

El tiempo de mecanizado será:

$$t_m = \frac{l_w}{fn_t} \quad (1.19)$$

donde l_w es el largo del agujero a taladrar, n_t es la frecuencia rotacional de la herramienta. El metal removido por unidad de tiempo Z_w puede obtenerse de:

$$Z_w = \frac{\pi}{4} d_m^2 v_f = \frac{\pi f d_m^2 n_t}{4} \quad (1.20)$$

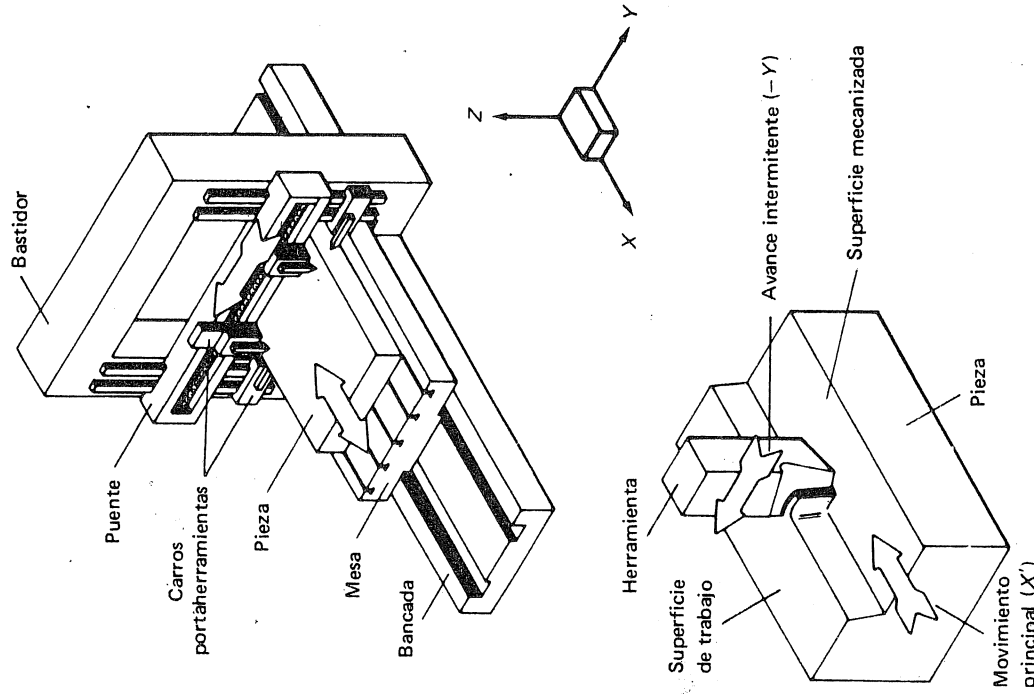


FIG. 1.21 Mecanizado de una superficie plana en una cepilladora.

Como en la limadora, el portaherramienta está montado sobre una charnela para evitar la interferencia entre la herramienta y la pieza durante la carrera de retorno; el movimiento de avance es intermitente. La pieza se sujeta en la mesa de la máquina usando las ranuras en *T*. El tiempo de viruta no deformada pueden estimarse con las ecuaciones desarrolladas para la limadora.

La cepilladora es la última de las máquinas descritas aquí que emplean herramientas monofiло. La siguiente sección está dedicada a las máquinas que usan herramientas multifiло.

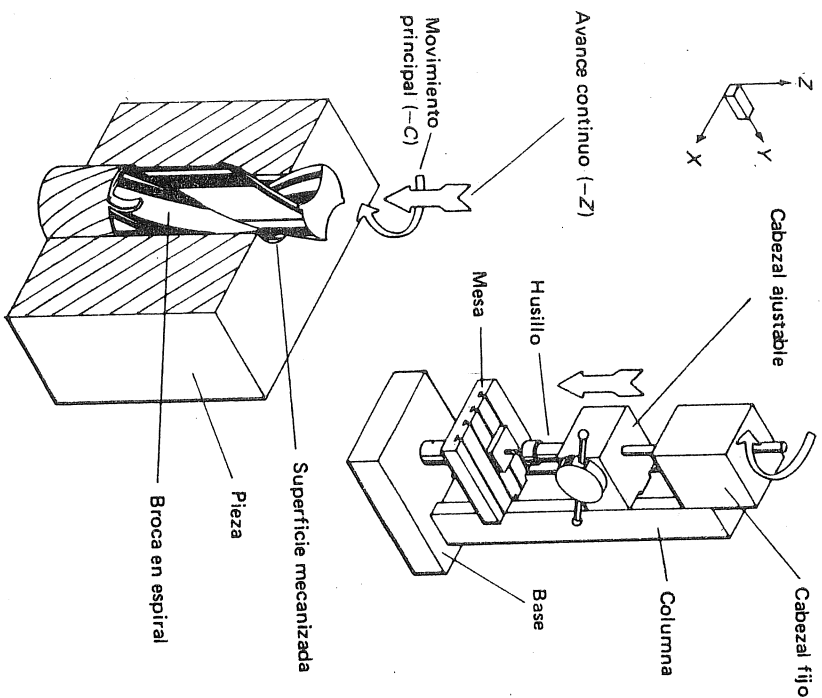


FIG. 1.22 Taladrado en la máquina taladradora.

donde d_m es el diámetro de la superficie mecanizada. Si se está ampliando un agujero existente de diámetro d_w

$$Z_w = \frac{\pi f (d_m^2 - d_w^2) n_t}{4} \quad (1.21)$$

La velocidad de corte será máxima en el borde exterior del filo principal y cero en la punta de la broca, la cual tiene la forma de un filo de cincel corto. Este último, al taladrar, debe forzar el material hacia los lados para ser removido por los filos. La calidad del agujero producido es poco afectada por el estado de la punta y principalmente la determinan las condiciones de los filos secundarios. Las virutas formadas por los filos toman una forma helicoidal y fluyen a través de las ranuras de la broca.

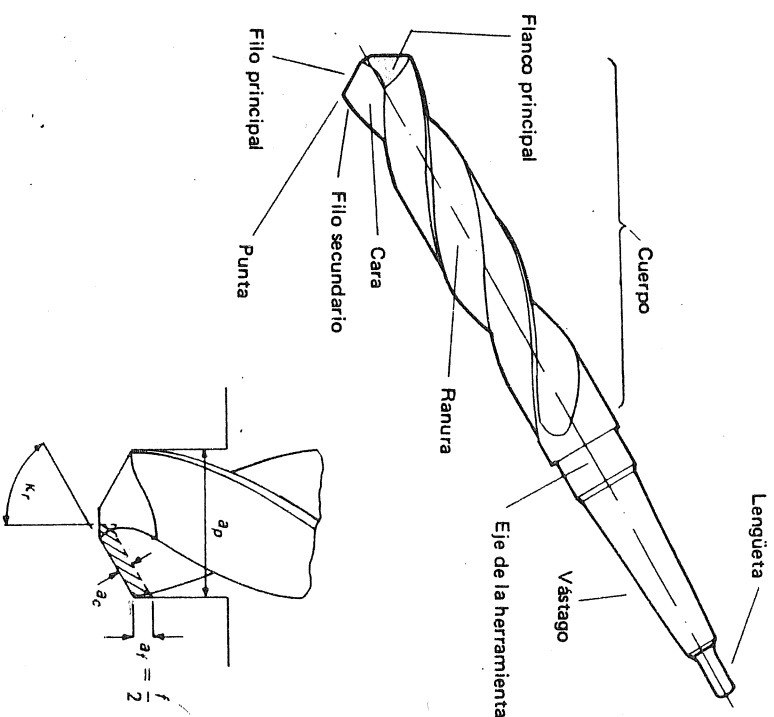
Las brocas en espiral son consideradas apropiadas para taladrar agujeros con longitud menor a cinco veces el diámetro. Para agujeros más profundos, se requiere

ren brocas especiales e igualmente máquinas especiales que no se describirán aquí. La pieza se sujeta frecuentemente en una prensa atornillada a la mesa. El taladrado de un agujero concéntrico en una pieza cilíndrica se hace a menudo en un torno, con la broca colocada en la contrapunta (para avance manual) o en un portabrocas especial montado en el carro.

Las brocas en espiral grandes llevan un vástago cónico, como se muestra en la figura 1.23. Este vástago es para alojarlo en el agujero correspondiente en el husillo de la máquina. La lengüeta en el extremo del vástago debe encajar en una ranura en el fondo del cono del husillo para evitar el giro relativo durante el mecanizado. La broca se extrae introduciendo una cuña en la ranura lateral del husillo de la máquina (fig. 1.24).

Las brocas pequeñas tienen vástago cilíndrico y se sujetan con un mandril de tres mordazas como en los taladros manuales. Estos mandriles tienen un vástago cónico para alojarlos en el husillo de la taladradora, o en la pínola de la contrapunta de un torno.

En las taladradoras pueden ejecutarse otras operaciones, algunas de las cuales se muestran en la fig. 1.25. El taladrado con broca de centros produce una super-

FIG. 1.23 Broca en espiral, donde $a_c = \phi_r \text{ sen } \kappa_r$.

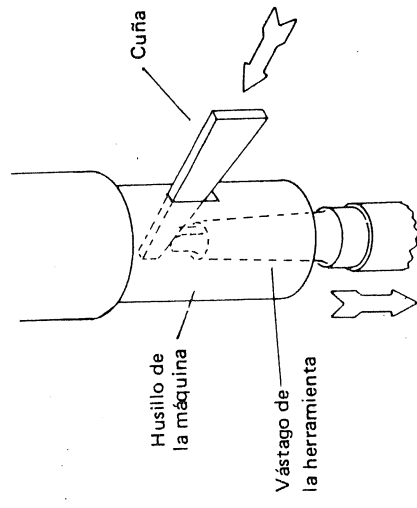


FIG. 1.24 Extracción de una herramienta con vástago cónico.

ficie cónica con holgura en el fondo. Este agujero sirve para alojar un punto cuando la pieza se fija entre puntos o como guía para iniciar un agujero, pues elimina la posibilidad de desviación de la broca. El *rimado* o *escariado* se usa para el acabado de un agujero taladrado. La rima o *escariador* es similar a una broca pero tiene varios filos y tiene ranuras rectas. Esta herramienta deberá remover una pequeña cantidad de material de la pieza y mejora notablemente la precisión y el acabado superficial del agujero. El *refrentado* se aplica para lograr una superficie plana alrededor de un agujero y perpendicular a su eje, con el propósito de dar asentamiento a una arandela y tuerca.

Para piezas grandes se usa la taladradora radial (fig. 1.26). En esta máquina el cabezal taladrador, con el motor acoplado, puede desplazarse a lo largo del brazo que además gira libremente en un plano horizontal alrededor de la columna,

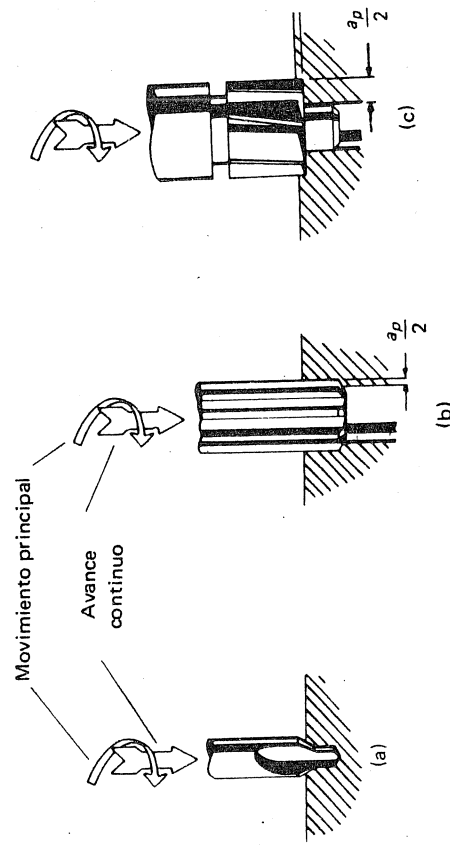


FIG. 1.25 Otras operaciones en las taladradoras. (a) Taladrado con broca de centros; (b) rimado o escariado, (c) refrentado.

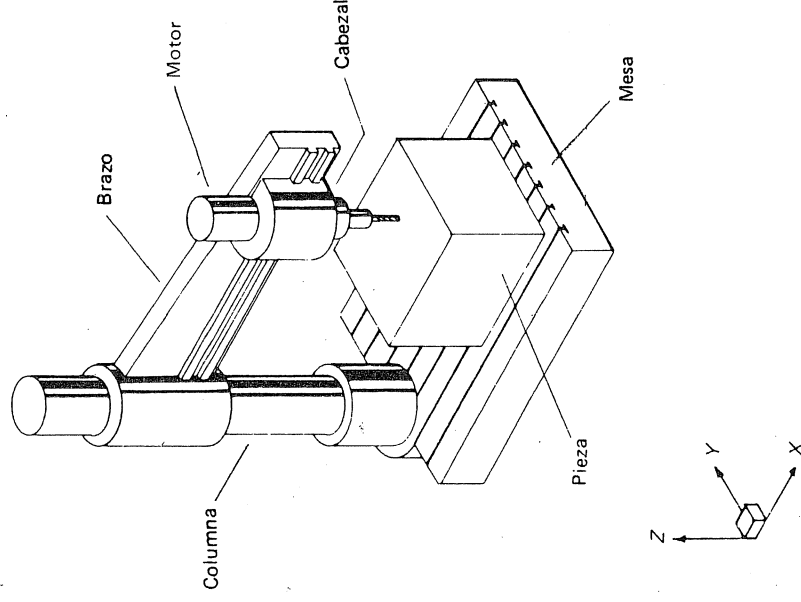


FIG. 1.26 Taladradora radial.

permitiendo el cubrimiento de grandes áreas. Esta máquina es particularmente útil para el taladrado de muchos agujeros en piezas pesadas.

1.4.3 La fresadora horizontal

Teniendo en cuenta la orientación del husillo principal, las fresadoras se dividen en dos tipos principales: horizontales y verticales. En la fresadora horizontal mostrada en la fig. 1.27 la fresa está montada en un árbol horizontal movido por el husillo principal. La herramienta es rotatoria (movimiento C) y la pieza avanza continuamente (movimientos X' o Y').

La operación más simple, el *fresado cilíndrico*, se usa para generar una superficie plana en la pieza, tal como se muestra en la fig. 1.27. La figura muestra una operación de fresado contra el avance; si la pieza ha avanzado en dirección opuesta a la mostrada, la fresa tiende a subirse en la pieza, y este tipo de fresado se llama *fresado con el avance*. Algunas evidencias sugieren que las fuerzas de corte y la potencia consumida son menores en el fresado en favor del avance

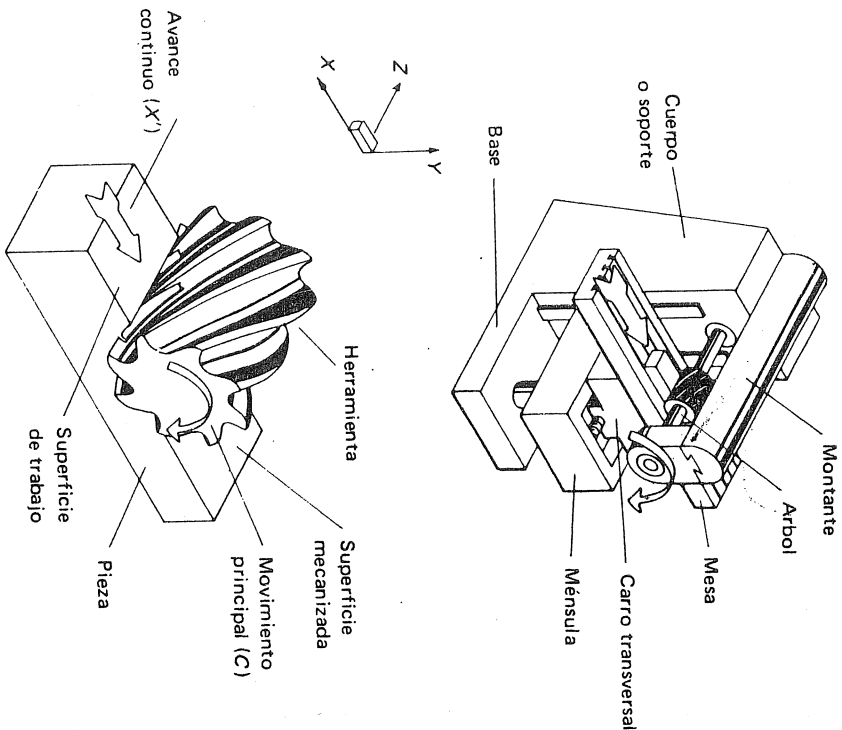


FIG. 1.27 Fresado cilíndrico en una fresadora horizontal de consola.

que en el fresado contra el avance. Sin embargo, para esta operación se requiere una gran rigidez de la máquina herramienta y de los dispositivos de sujeción para pieza y herramienta.

En la fig. 1.28 se muestra la geometría del fresado cilíndrico. El avance f , que es igual a la distancia recorrida por la pieza durante una revolución de la herramienta, está dado por:

$$f = \frac{v_f}{n_t} \quad (1.22)$$

donde v_f es la velocidad de avance de la pieza, y n_t es la frecuencia rotacional de la fresa. El encaje de avance a_f , el cual es igual al espesor de la viruta removida por un diente, medido paralelo a la dirección de avance (avance por diente), está dado por f/N , donde N es el número de dientes de la fresa. El espesor máximo de la viruta no deformada $a_{c,max}$ (medido normal a la dirección de movimiento principal) será dado por:

$$a_{c,max} = \frac{v_f \sin \theta}{N} \quad (1.23)$$

donde θ está dado por (fig. 1.28)

$$\cos \theta = 1 - \frac{2a_e}{d_t} \quad (1.24)$$

donde d_t es el diámetro de la fresa, y a_e es el encaje de trabajo (el encaje instantáneo de la herramienta con la pieza), medido en el plano que contiene las direcciones de los movimientos principal y de avance y normal a la dirección del movimiento de avance. En el fresado cilíndrico el encaje de trabajo es conocido como la *profundidad de corte*.

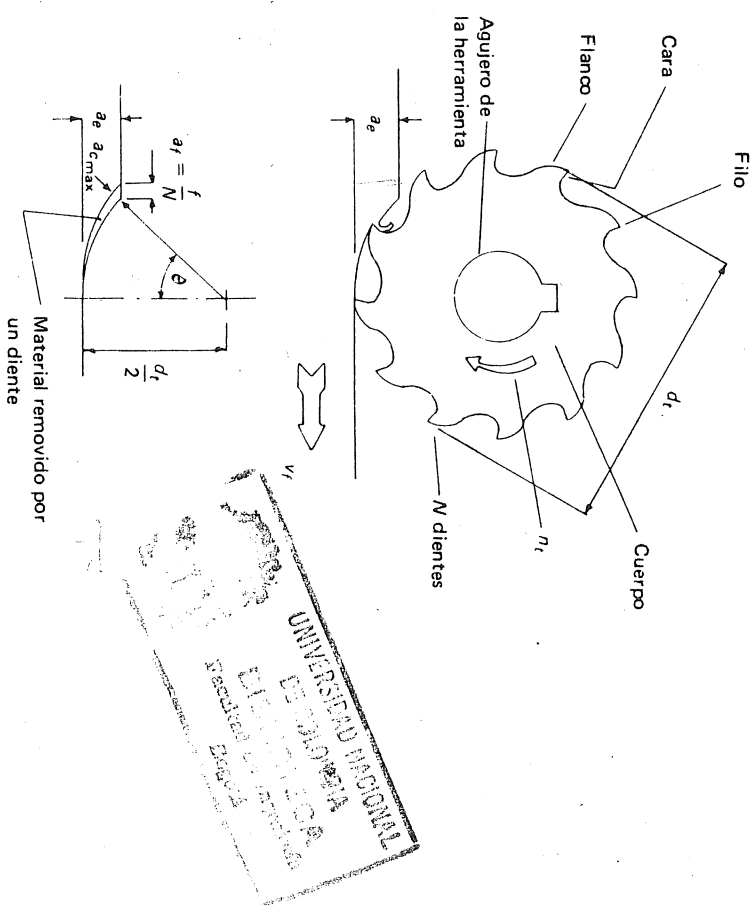


FIG. 1.28 Geometría del fresado cilíndrico donde $a_{c,max} = (2v_f/Nn_t) \sqrt{a_e/d_t}$.

Ahora:

$$\begin{aligned}\sin \theta &= \sqrt{1 - \cos^2 \theta} \\ &= 2 \sqrt{\frac{a_e}{d_t} + \left(\frac{a_e}{d_t}\right)^2}\end{aligned}\quad (1.25)$$

y la substitución de (1.25) en (1.23) da:

$$a_{c_{\max}} = \frac{2v_f}{Nn_t} \sqrt{\frac{a_e}{d_t} \left(1 + \frac{a_e}{d_t}\right)} \quad (1.26)$$

Finalmente, si a_e/d_t es pequeño,

$$a_{c_{\max}} = \frac{2v_f}{Nn_t} \sqrt{\frac{a_e}{d_t}} \quad (1.27)$$

Cuando se calcula el tiempo de mecanizado t_m en una operación de fresado, debe tenerse en cuenta que la distancia recorrida por la fresa será mayor que la longitud de la pieza. Esta distancia adicional se muestra en la fig. 1.29, en la cual puede verse que el recorrido de la fresa está dado por $l_w + \sqrt{a_e(d_t - a_e)}$ donde l_w es la longitud de la pieza. Así, el tiempo de mecanizado está dado por

$$t_m = \frac{l_w + \sqrt{a_e(d_t - a_e)}}{v_f} \quad (1.28)$$

El metal removido por unidad de tiempo Z_w será igual al producto de la velocidad de avance y área del metal removido medida en la dirección del movimiento de avance. Así, dado que el encaje axial a_p es igual al ancho de la pieza:

$$Z_w = a_e a_p v_f \quad (1.29)$$

La fig. 1.30 muestra algunas de las operaciones de fresado horizontal. En el fresado de forma, la fresa especial tiene filos perfilados de acuerdo con la pieza

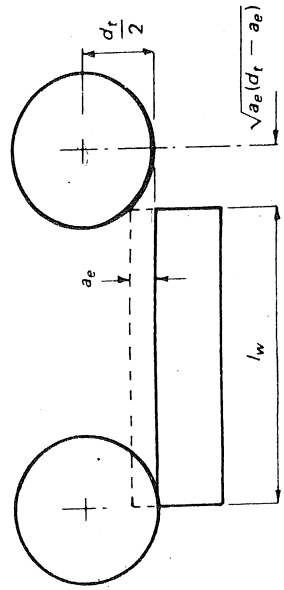


FIG. 1.29 Movimiento relativo entre una fresa cilíndrica y la pieza durante el tiempo de mecanizado.

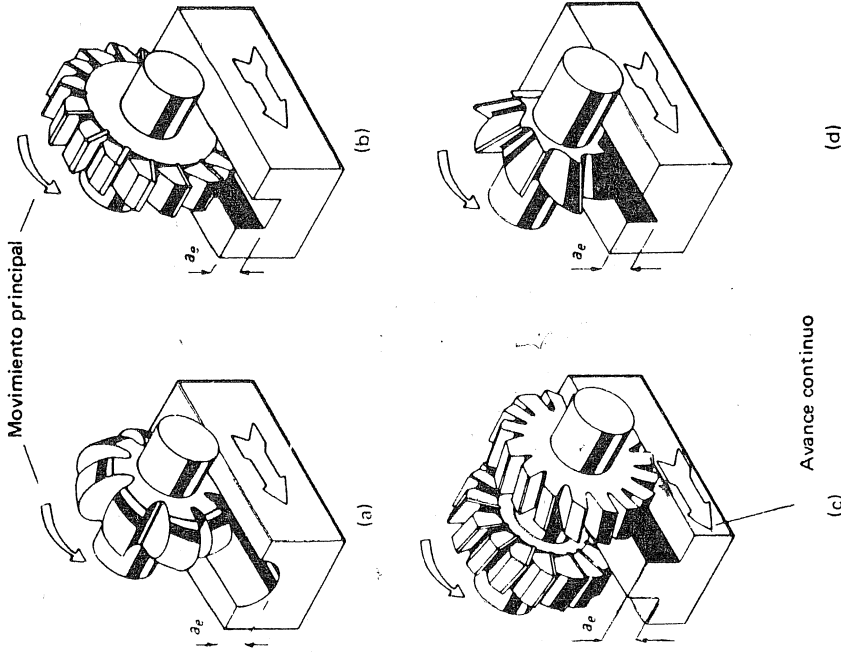


FIG. 1.30 Algunas operaciones de fresado horizontal. (a) Fresado de forma; (b) ranurado; (c) fresado compuesto; (d) fresado angular.

requerida. Estas fresas son generalmente costosas y su construcción se justifica cuando el número de piezas es suficientemente grande. En el ranurado, se emplea una fresa con filos secundarios a cada lado de los filos principales para producir ranuras rectangulares en la pieza. En el fresado angular, la fresa produce una ranura triangular. La operación de fresado compuesto mostrada en la figura es sólo una de la infinita gama de operaciones que pueden realizarse combinando varias fresas en el árbol. Cuando se emplea una combinación de fresadoras, la operación recibe el nombre de fresado simultáneo.

En el fresado horizontal las herramientas están montadas en un husillo o árbol (fig. 1.31) y fijadas por una claveta. El árbol tiene un cono en un extremo para ser alojado en el husillo principal. El árbol se ajusta en su alojamiento por medio de una barra tensionadora que pasa a lo largo del husillo principal y se enrosca en el extremo roscado del árbol. La posición axial de la fresa se regula por medio de

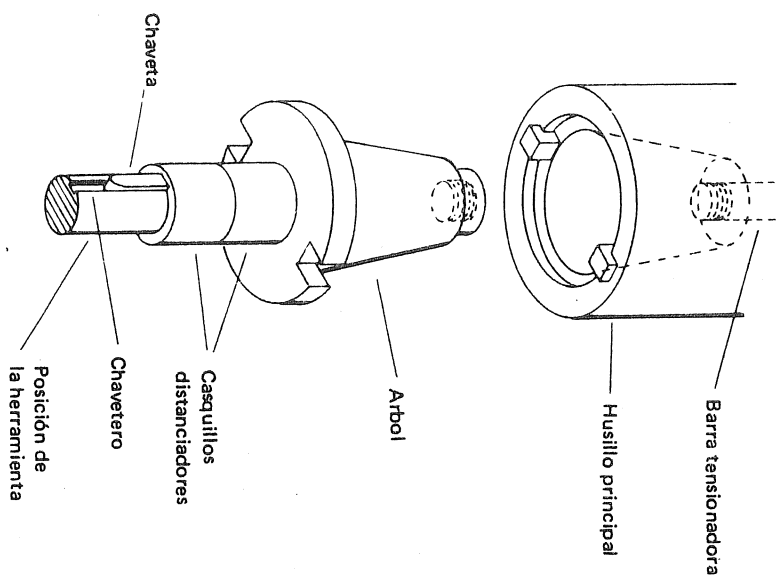


FIG. 1.31 Sujeción de la herramienta en el fresado horizontal.

distanciadores. El extremo libre del árbol se apoya en un cojinete montado en la luneta del montante como se muestra en la fig. 1.27.

La sujeción de la pieza puede lograrse por medio de una prensa o por sujeción directa, utilizando las ranuras en T de la mesa.

1.4.4 La fresadora vertical

En la fresadora vertical puede ejecutarse una amplia gama de operaciones de mecanizado en superficies horizontales, verticales e inclinadas. Como su nombre lo dice, el husillo de la máquina es vertical. En la máquina mostrada en la fig. 1.32 del tipo de consola, la pieza puede recibir movimientos de avance así:

1. A lo largo del eje vertical (movimiento Z') por el ascenso o descenso de la consola.
2. A lo largo de un eje horizontal (movimiento Y') por el desplazamiento del carro transversal sobre la consola.

3. A lo largo de un eje horizontal (movimiento X') por el desplazamiento de la mesa sobre el carro transversal.

En las fresadoras verticales grandes el carro transversal está montado directamente sobre la bancada y el movimiento relativo entre la pieza y la herramienta a lo largo del eje vertical se logra subiendo o bajando el cabezal (movimiento Z'); estas máquinas son conocidas como fresadoras verticales de bancada.

En la figura 1.32 se muestra una operación de fresado frontal donde se produce en la pieza una superficie plana. La fresa empleada es conocida como *fresa frontal* y la geometría de la operación se muestra en la fig. 1.33.

El avance f es la distancia que la fresa recorre en la pieza durante una revolución. Así

$$f = \frac{V_f}{n_t} \quad (1.30)$$

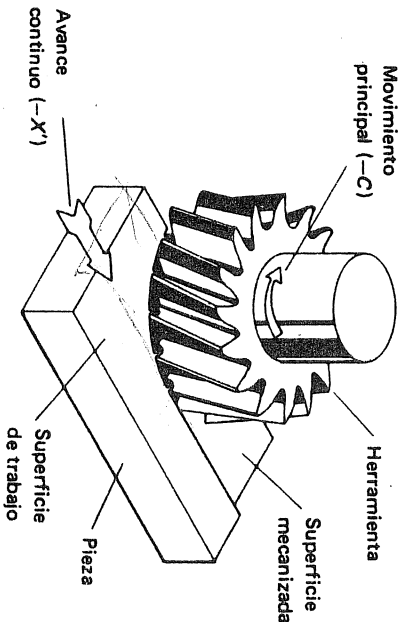
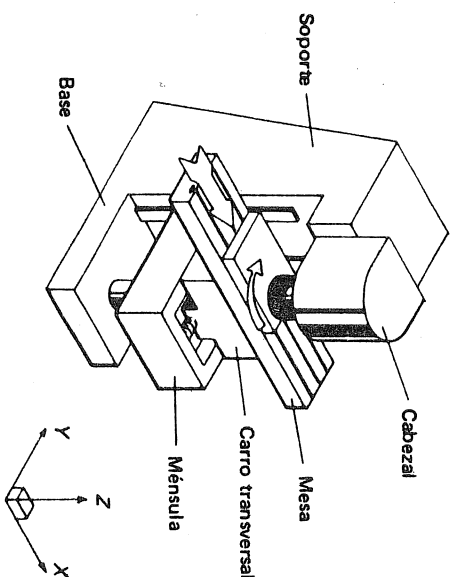


FIG. 1.32 Fresado frontal en una fresadora vertical de consola.

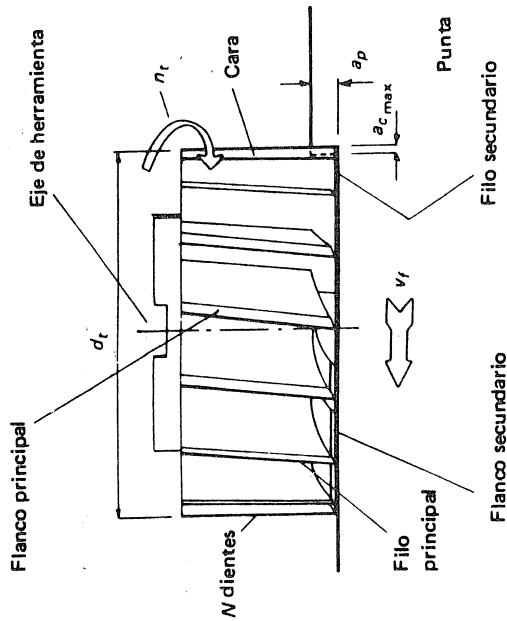


FIG. 1.33 Geometría del fresaado frontal, donde $a_{c,max} = v_f / N n_t$.

donde v_f es la velocidad de avance, y n_t es la velocidad rotacional de la fresa.

Si el eje de la herramienta pasa sobre la pieza, el espesor de la viruta no deformada crece hasta un valor máximo y entonces decrece durante el tiempo en que cada diente está acoplado con la pieza; este valor máximo $a_{c,max}$ es igual al encaje de avance, el cual es igual a f/N , donde N es el número de dientes de la fresa.

Así

$$a_p = \frac{f}{N} \quad a_{c,max} = \frac{v_f}{N n_t} \quad (1.31)$$

Para el cálculo del tiempo de mecanizado, t_m , deberá tenerse en cuenta el recorrido adicional de aproximación. Como puede verse en la fig. 1.34, el recorrido total cuando la trayectoria del eje de la herramienta pasa sobre la pieza está dado por $(l_w + d_t)$ y el tiempo de mecanizado será

$$t_m = (l_w + d_t) / v_f \quad (1.32)$$

donde l_w es el largo de la pieza y d_t es el diámetro de la fresa.

Cuando la trayectoria del eje de la fresa no pasa sobre la pieza,

$$t_m = \frac{l_w + [2\sqrt{a_e(d_t - a_e)}]}{v_f} \quad (1.33)$$

donde a_e es el encaje de trabajo. En este caso la operación es similar al fresaado tangencial con un encaje de trabajo grande, y el espesor máximo de la viruta no deformada será dado por la ecuación 1.26.

El metal removido por unidad de tiempo Z_w será para ambos casos el de la ecuación 1.29.

En la fig. 1.35 se muestran varias operaciones de fresaado vertical. Puede observarse que en una pasada de la herramienta pueden obtenerse varias combinaciones de superficies mecanizadas.

Las fresas para las fresadoras verticales generalmente tienen un agujero o un vástago cilíndrico. Las que tienen agujero se montan en un árbol (fig. 1.36) que se fija en el husillo de la máquina con una barra tensionadora. Las de vástago cilíndrico se sujetan en un mandril o directamente en el husillo por medio de un tornillo que ajusta sobre una superficie plana mecanizada en el vástago.

La sujeción de la pieza se hace por medio de una prensa o usando las ranuras en T de la mesa.

1.4.5 La brochadora

La brochadora será la última máquina con herramienta multifilo que se tratará aquí. En la fig. 1.37 se muestra una brochadora vertical apropiada para el mecanizado de ranuras de forma en la pieza. En el brochado, la máquina proporciona el movimiento principal (generalmente con accionamiento hidráulico) entre la pieza y la herramienta (movimiento X) y el avance se logra por el escalonamiento de los dientes en la brocha, haciendo corresponder a cada diente una pequeña capa de material. Dado que la superficie mecanizada es producida generalmente en una pasada de la herramienta, el tiempo de mecanizado será

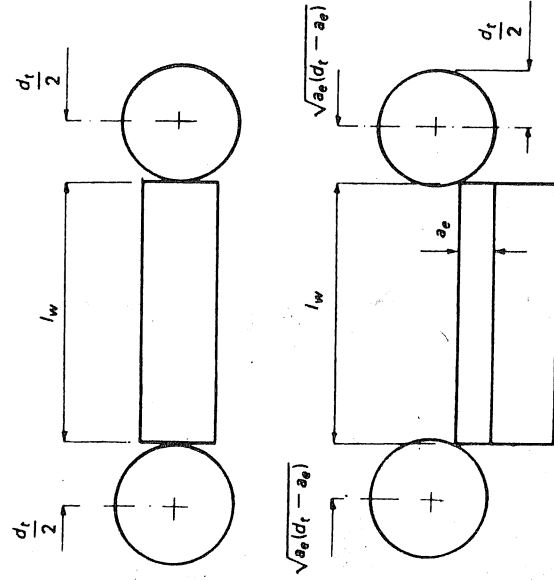


FIG. 1.34 Movimiento relativo entre la fresa frontal y la pieza durante el tiempo de mecanizado.

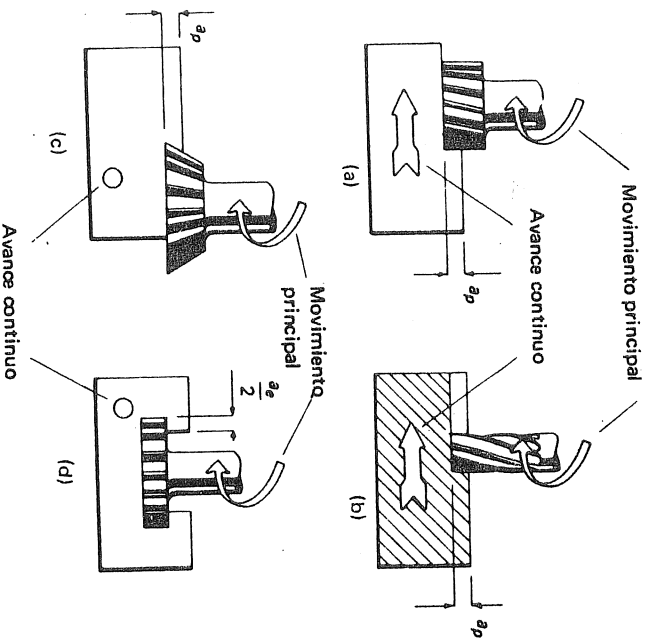


FIG. 1.35 Algunas operaciones de fresado vertical (a) Superficie horizontal; (b) ranura; (c) cola de milano; (d) ranura en T.

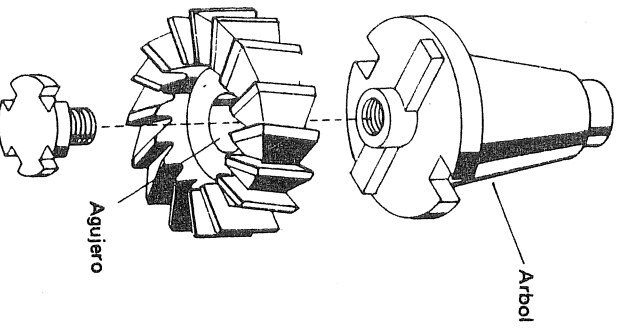


FIG. 1.36 Sujeción de una fresa frontal con agujero de montaje.

$$t_m = \frac{l_f}{v} \quad (1.34)$$

donde l_f es la longitud de la brocha y v es la velocidad de corte. El avance f en el brochado está definido como el movimiento que debería tener un filo imaginario, proporcionado por la máquina herramienta, para producir el mismo resultado que los filos con los cuales la herramienta o la máquina está dotada realmente. El espesor de la viruta no deformada a_c en un punto escogido del filo es igual al avance o encaje de avance; así

$$a_c = a_f = f \quad (1.35)$$

El metal removido por unidad de tiempo puede ser calculado dividiendo el volumen total de metal removido por el tiempo de mecanizado.

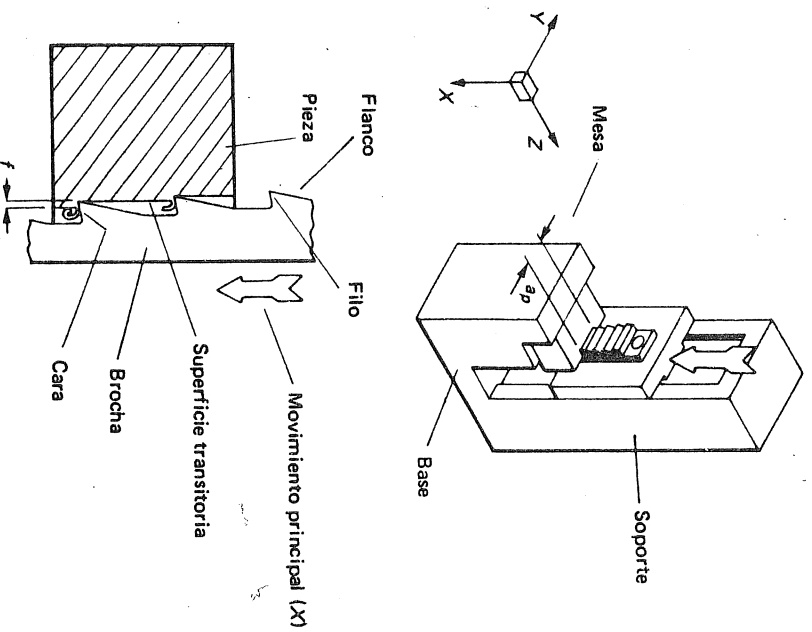


FIG. 1.37 Brochado en una brochadora vertical donde $a_c = a_f = f$.

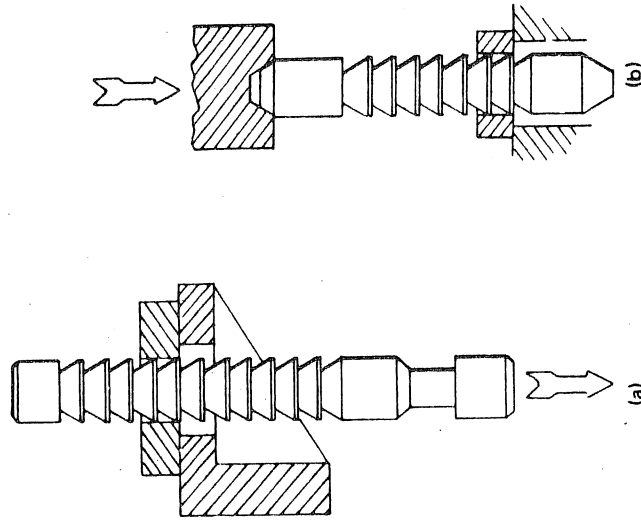


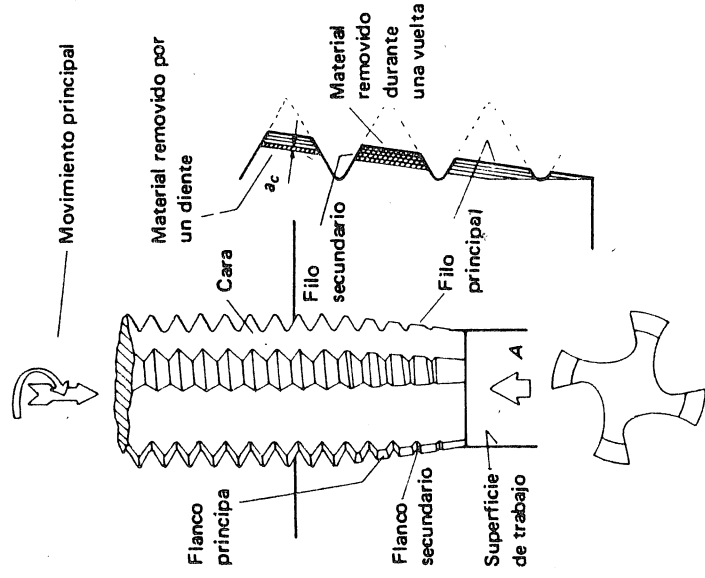
FIG. 1.38 Métodos para el brochado de un agujero. (a) Brocha a tracción; (b) brocha de compresión.

El brochado es usado ampliamente en la producción de agujeros no circulares. En estos casos la brocha puede ser trabajada a tracción o a compresión a través de un agujero circular para darle la forma requerida, como por ejemplo un chavetero (fig. 1.38). Las brochas son diseñadas individualmente para un trabajo en particular y su fabricación es costosa. De esto se deduce que el brochado se justifica solamente cuando se va a mecanizar un gran número de piezas (100.000 a 200.000).

1.4.6 Machuelos y dados

La producción de roscas internas y externas puede lograrse con el uso de machuelos y dados roscadores. Estas herramientas multifilo pueden tomarse como brochas helicoidales y debido a que la cantidad de material removido es muy pequeña, son a menudo operadas a mano.

En la fig. 1.39 un machuelo es introducido en un agujero y girado a baja velocidad. El movimiento relativo entre un punto escogido en un filo y la pieza será helicoidal; este será el movimiento principal. Todo el mecanizado es hecho por la parte más baja del machuelo donde cada filo remueve una pequeña capa de metal (fig. 1.39 detalle) para formar el perfil de la rosca; la zona restante del machuelo



Vista del machuelo en dirección de la flecha A

FIG. 1.39 Roscado con machuelo.

sirve para limpiar los filetes formados. Un dado tiene la misma acción de corte pero es usado para producir roscas exteriores.

El roscado interior con machuelo puede hacerse en torno revólver o en una taladradora, el roscado exterior en torno revólver o en una máquina roscadora especial.

1.5 LAS MAQUINAS QUE USAN MUELAS ABRASIVAS

1.5.1 Las muelas

Las muelas abrasivas son generalmente de forma cilíndrica, de disco o de copa (fig. 1.40). Las máquinas en las cuales se usan son llamadas *rectificadoras*; todas tienen un husillo que puede girar a gran velocidad y en el cual se monta la muela abrasiva. El husillo está apoyado en rodamientos y montado en una carcasa. Este conjunto se conoce como el cabezal. Un motor eléctrico y una transmisión de banda suministran potencia al husillo. La muela consta de granos individuales de material muy duro (óxido de aluminio o carburo de silicio, generalmente) aglutinados de manera apropiada.

Algunas veces se usa el rectificado de desbaste donde se busca la remoción rápida de material, pero el uso principal es en las operaciones de acabado donde se busca principalmente el acabado superficial.

En la máquina herramienta para corte de metales descrita anteriormente, la generación de la superficie generalmente se obtiene aplicando el movimiento principal bien a la pieza o a la herramienta y el movimiento de avance a la pieza o a la herramienta. En las rectificadoras, sin embargo, el movimiento principal será siempre el de rotación de la muela aunque a menudo se proporcionen dos o más movimientos de avance a la pieza para producir la superficie deseada.

Es difícil estimar el espesor de la viruta no deformada en el rectificado porque los granos en la muela son irregulares. Como una aproximación pueden tomarse valores como 0.00025 a 0.025 mm (0.00001 a 0.001 pulg.) si se recuerda que una estructura densa, granos pequeños, alta velocidad de corte, avance pequeño y poca profundidad de corte dan todos como resultado un bajo valor del espesor y poca profundidad de corte. Además debido a las condiciones de corte relativamente de viruta no deformada. Es difícil debido a las condiciones de corte relativamente ineficientes en el rectificado, la energía específica de corte μ_s será considerablemente mayor que en otros procesos.

1.5.2 Rectificadora plana de husillo horizontal

Esta máquina (fig. 1.41) tiene un husillo horizontal que proporciona el movimiento principal a la muela (movimiento C). El movimiento de avance principal es el movimiento alternativo de la mesa (movimiento X'). Este movimiento es conocido como *el transversal* y es operado hidráulicamente. Otros movimientos de avance pueden aplicarse o bien a la muela, bajando el cabezal (movimiento $-Y$) (conocido como *avance en profundidad*), o a la mesa desplazándola paralelamente al husillo (movimiento Z') (conocido como *avance lateral*). En la fig. 1.41 se está generando una superficie horizontal en una pieza por un movimiento de avance lateral (movimiento $-Z'$). Este avance intermitente se logra hidráulicamente después de cada carrera o pasada de la mesa. La cantidad de avance lateral f está definida como la distancia que la herramienta avanza a través de la pieza entre cada carrera de corte. La operación es conocida como *rectificado transversal*.

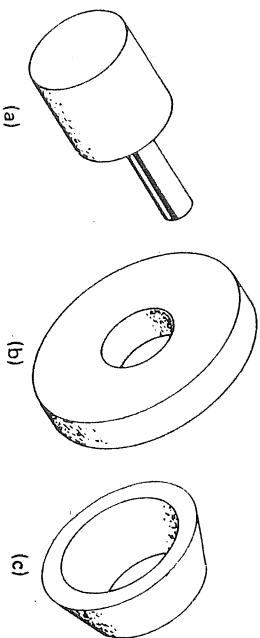


FIG. 1.40 Formas comunes de las muelas abrasivas (a) Cilíndrica, (b) de disco, (c) de copa.

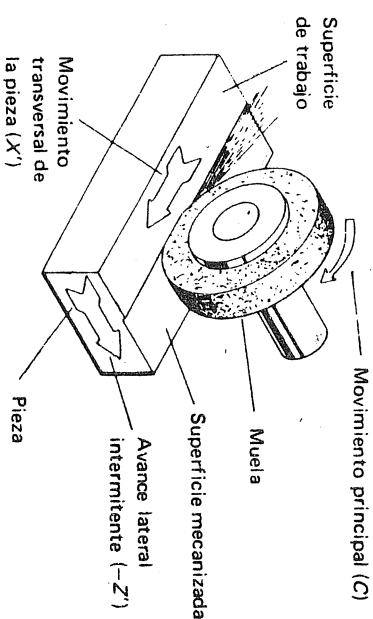
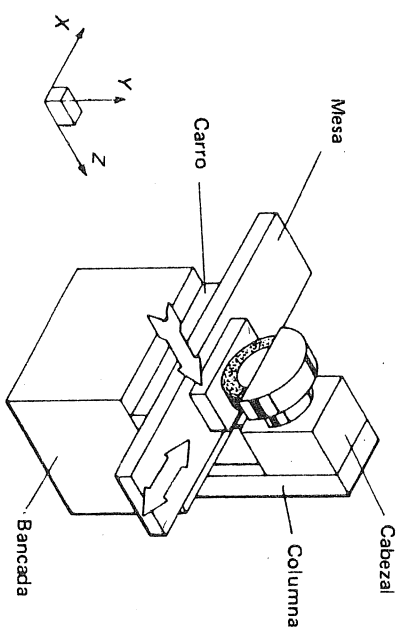


FIG. 1.41 Rectificado plano en una rectificadora de husillo horizontal.

La fig. 1.42 muestra la geometría tanto del rectificado transversal como del rectificado de penetración en una rectificadora de husillo horizontal. De la fig. 1.42 (a), el metal removido por unidad de tiempo será

$$Z_w = f a_p v_{\text{transv}} \quad (1.36)$$

donde f = avance lateral por carrera de corte

a_p = encaje axial

v_{transv} = velocidad transversal

El tiempo de mecanizado está dado por

$$t_m = \frac{b_w}{2f n_r} \quad (1.37)$$

donde n_r es la frecuencia de alternación o vaivén, y b_w es el ancho de la pieza. La frecuencia de alternación depende de la velocidad transversal y de la carrera.

Las relaciones entre estos parámetros serán presentadas después. De igual manera, para la operación de rectificado de penetración (fig.1.42 (b)), es válida la ec. (1.36).

Antes de calcular el tiempo de mecanizado en la operación de rectificado de penetración, es necesario describir un fenómeno conocido como "extinción del chisporroteo". En cualquier operación de rectificado donde la muela avanza en dirección normal a la superficie de trabajo (avance en profundidad), el avance f , el cual es la profundidad de la capa de material removido durante una carrera de corte, será inicialmente menor que el avance nominal ajustado en la máquina. Esta diferencia resulta de la deflexión de los elementos de la máquina herramienta y de la pieza bajo las fuerzas generadas durante la operación, por lo cual al finalizar el número teórico de carreras requeridas para la operación, aún queda material por remover. La operación de remoción de este material llamada *extinción del chisporroteo* se logra continuando la operación inicial sin aplicación de avance hasta que el metal removido sea insignificante (no aparezcan más chispas). Si el tiempo para la extinción del chisporroteo se denomina t_s , el tiempo de mecanizado en el rectificado de penetración será

$$t_m = \frac{a_t}{2fn_r} + t_s \quad (1.38)$$

donde a_t es el espesor total de material por remover.

En la fig. 1.43 se muestran sujeciones típicas para la pieza y la herramienta. La muela generalmente se monta en el extremo del husillo entre dos arandelas. La pieza puede sujetarse en una mesa magnética. Esta consta de un imán permanente que puede ser aislado o desplazado para liberar o sujetar la pieza. Evidentemente este tipo de sujeción es apropiada sólo para piezas de material ferromagnético y para operaciones de acabado donde las fuerzas producidas durante el rectificado sean pequeñas. En otras situaciones deberá emplearse una prensa u otro método de sujeción directa.

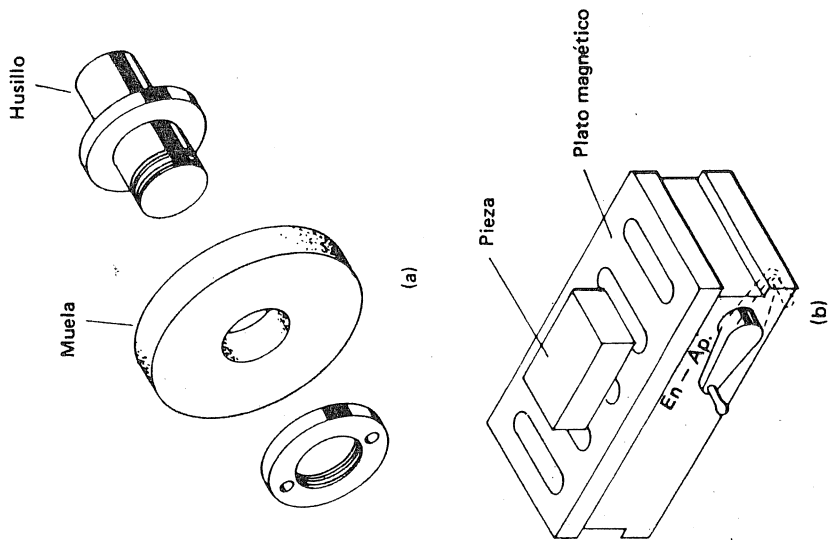


FIG. 1.43 Sujeción de pieza y herramienta en el rectificado plano. (a) Sujeción de la muela; (b) Sujeción de la pieza.

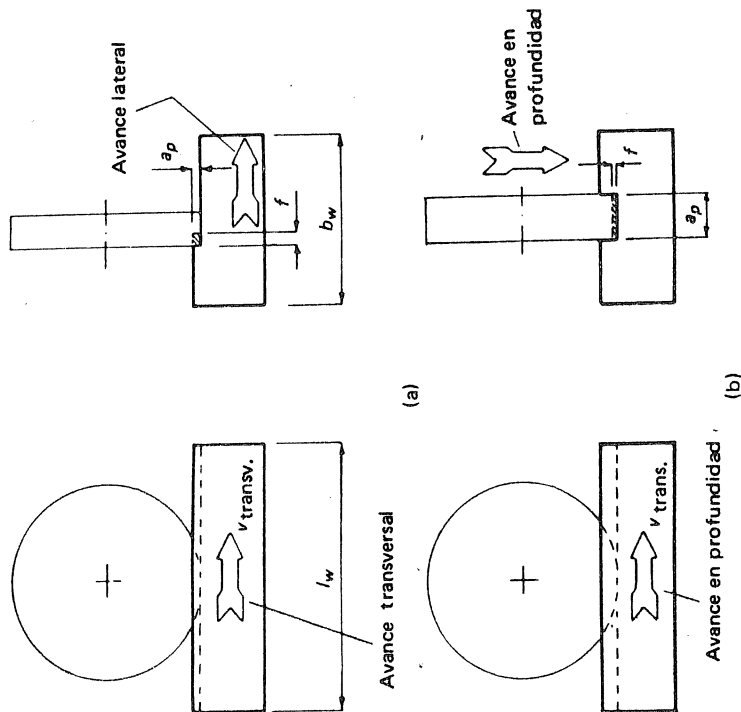


FIG. 1.42 Operaciones de rectificado con husillo horizontal. (a) Rectificado transversal, (b) rectificado de penetración.

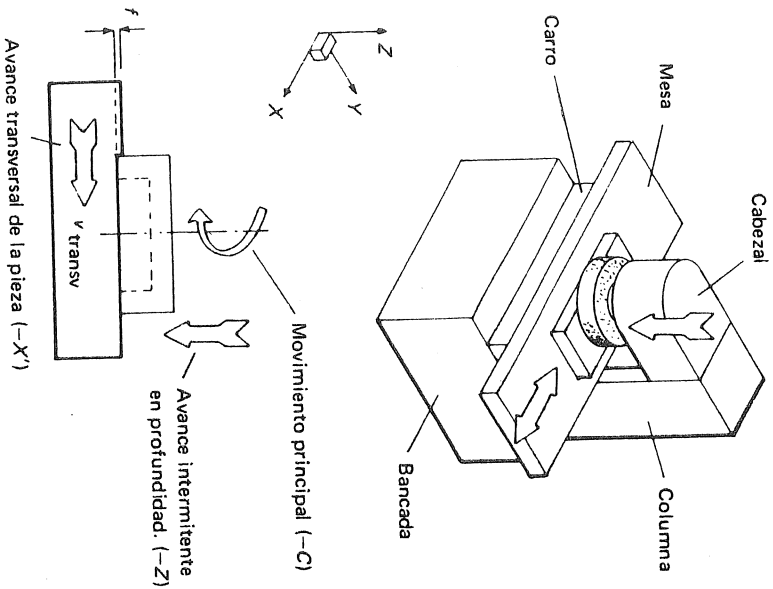


FIG. 1.44 Rectificado plano en una rectificadora de husillo vertical.

1.5.3 Rectificadora plana de husillo vertical

Esta máquina (fig. 1.44) usa una muela de copa y ejecuta una operación similar al fresado frontal. La mesa es movida alternativamente (movimiento X') y la herramienta avanzada intermitentemente hacia abajo (movimiento $-Z'$); estos movimientos se conocen como avance transversal y avance en profundidad respectivamente. Así se genera una superficie plana en la pieza y debido a la deflexión de la estructura de la máquina será necesario el proceso de extinción de chisporroteo como en el rectificado de penetración de las máquinas con husillo horizontal.

El metal removido por unidad de tiempo será

$$Z_w = f_a p v_{\text{trans}} \quad (1.39)$$

donde p , el encaje axial es igual al ancho de la pieza, y v_{trans} es la velocidad transversal.

El tiempo de mecanizado está dado también por la ecuación (1.38)

Para las rectificadoras planas de husillo vertical con mesa rotatoria en la cual pueden montarse varias piezas, el tiempo de mecanizado será

$$t_m = \frac{a}{f n_w} + t_s \quad (1.40)$$

donde n_w es la frecuencia rotacional de la mesa.

1.5.4 Rectificadora cilíndrica

En la rectificadora cilíndrica (fig. 1.45) la pieza se soporta y gira entre puntos. El cabezal proporciona el movimiento rotacional lento (movimiento C') a la pieza y está montado junto con la contrapunta en una mesa que se mueve horizontalmente en forma alternativa con accionamiento hidráulico. El husillo de

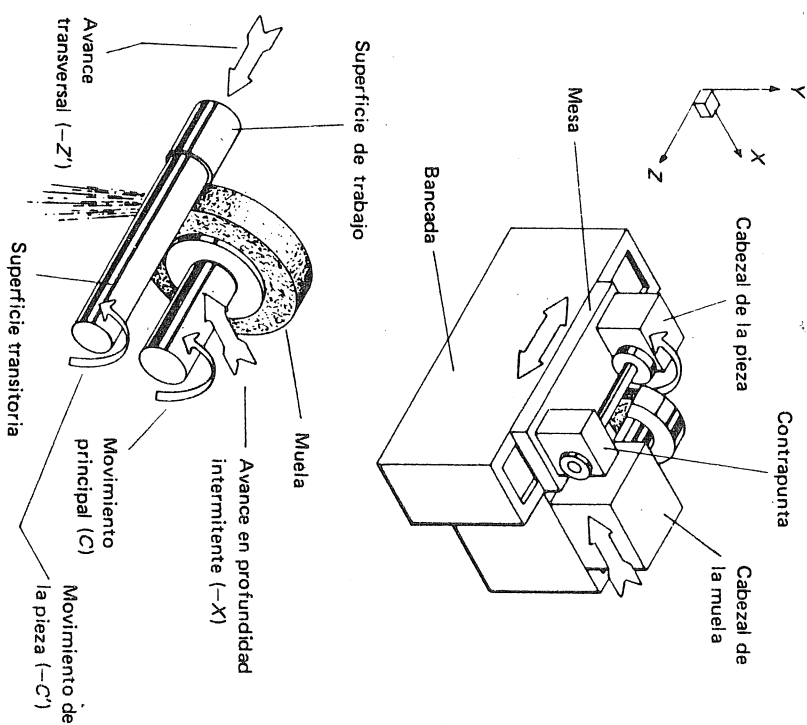


FIG. 1.45 Rectificado cilíndrico.

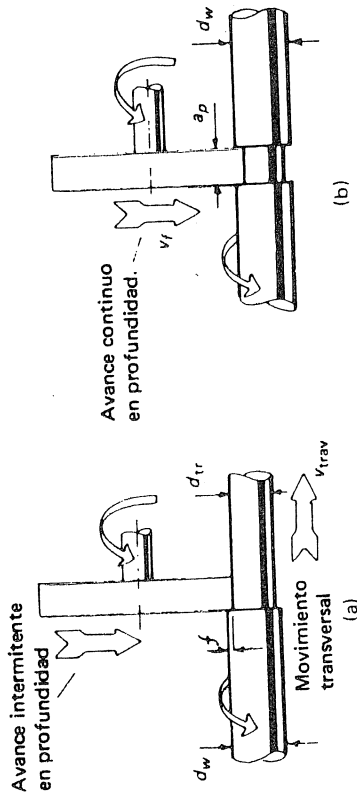


FIG. 1.46 Operaciones de rectificado cilíndrico. (a) Rectificado transversal; (b) rectificado de penetración.

rectificar es horizontal y paralelo al eje de rotación de la pieza y puede aplicarse avance en profundidad (movimiento $-X$) al cabezal de rectificar.

La fig. 1.45 muestra la generación de una superficie cilíndrica mediante el movimiento transversal. Esta operación puede asociarse al cilindrado en el torno donde la herramienta monofiló ha sido remplazada por una muela. Existen accesorios para el rectificado cilíndrico en el torno.

En la fig. 1.46 se muestra la geometría del rectificado cilíndrico transversal y de penetración.

En el rectificado cilíndrico transversal la cantidad máxima de metal removido por unidad de tiempo está dada aproximadamente por:

$$Z_{w_{\max}} = \pi f d_w v_{\text{transv}} \quad (1.41)$$

donde d_w = diámetro de la superficie de trabajo

v_{transv} = velocidad transversal

f = avance por carrera de la mesa (generalmente pequeño comparado con d_w)

El tiempo de mecanizado será el mismo de la ecuación (1.38).

En la operación de rectificado de penetración, que se muestra en la fig. 1.46 (b), la muela avanza dentro de la pieza sin movimiento transversal, para formar una ranura. Si v_f es la velocidad de avance de la muela, d_w el diámetro de la superficie de trabajo, y a_p el encaje axial (el ancho de la muela),

$$Z_{w_{\max}} \cong \pi a_p d_w v_f \quad (1.42)$$

y el tiempo de mecanizado será:

$$t_m = \frac{a_t}{v_f} + t_s \quad (1.43)$$

donde a_t es el espesor total del material por remover y t_s es el tiempo de eliminación del chisporroteo.

1.5.5 Rectificadora cilíndrica de interiores

La última máquina que describiremos aquí es la rectificadora cilíndrica de interiores (fig. 1.47). La muela tiene su eje horizontal y puede desplazarse en la dirección paralela al eje del husillo (movimiento Z). Se usan muelas cilíndricas pequeñas que giran a grandes velocidades. La pieza se monta en un plato de mordazas o en un plato magnético y gira (movimiento C'). Se aplica entonces el avance horizontal al cabezal de rectificar en la dirección normal al husillo de rectificar (movimiento X) (avance en profundidad). Pueden ejecutarse también tanto el rectificado transversal como el de penetración. La geometría de ambos se muestra en la fig. 1.48.

La cantidad máxima de metal removido por unidad de tiempo se obtiene al final de la operación y es:

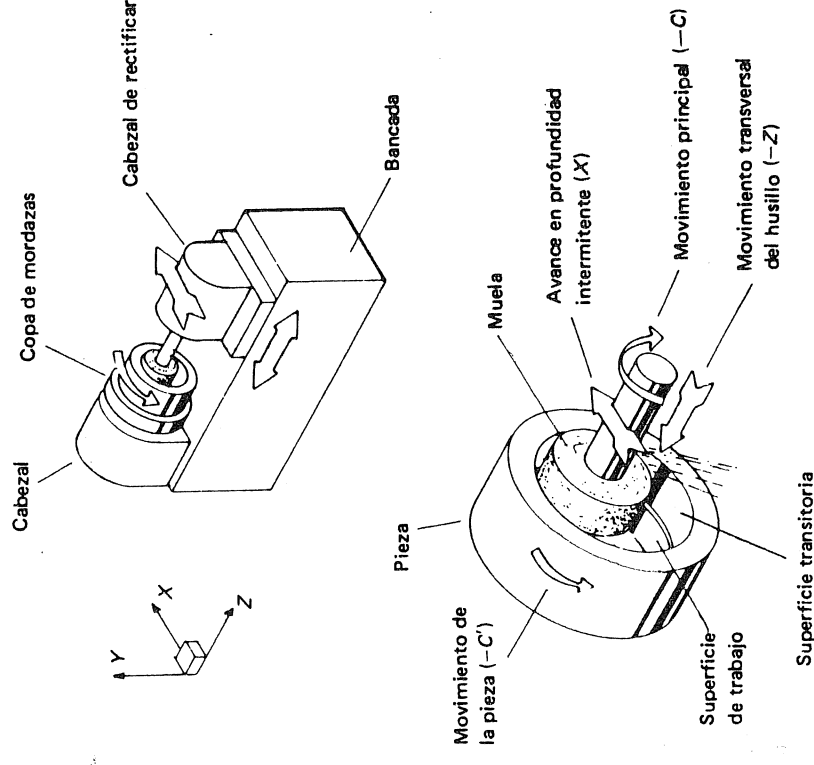


FIG. 1.47 Rectificado de interiores.

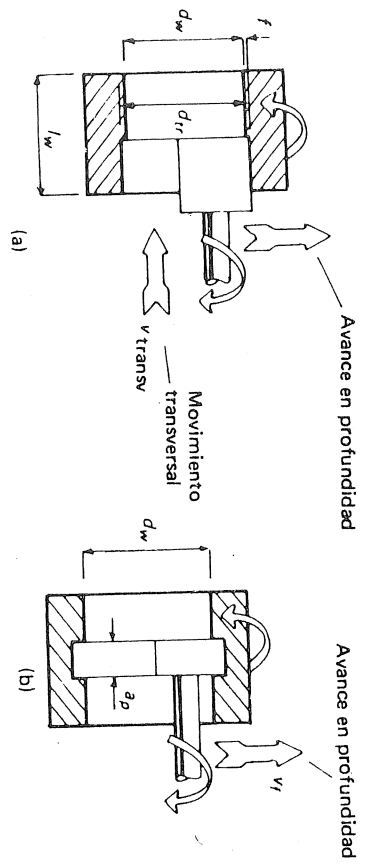


FIG. 1.48 Operaciones de rectificado de interiores (a) Rectificado transversal (b) de penetración.

$$Z_{w\max} = \pi f d_m v_{\text{transv}} \quad (1.44)$$

donde f = avance
 v_{transv} = velocidad transversal

d_m = diámetro de la superficie mecanizada

El tiempo de mecanizado lo da la ecuación (1.38)

Finalmente en el rectificado de penetración (fig. 1.48 (b)) $Z_{w\max}$ será

$$Z_{w\max} = \pi a_p d_m v_f \quad (1.45)$$

y el tiempo de mecanizado lo dará la ecuación (1.43).

1.6 RESUMEN DE LAS CARACTERÍSTICAS DE LAS MÁQUINAS HERRAMIENTAS Y LAS ECUACIONES DE MECANIZADO

En esta sección se hace un resumen de las ecuaciones obtenidas para cada operación de mecanizado, junto con alguna información empírica que permitirá hacer estimativos de los tiempos de mecanizado y del consumo de potencia.

Sin embargo, las tablas 1.1 a 1.3 presentan primero las características y posibilidades de las máquinas herramientas típicas. La tabla 1.1 se refiere a las máquinas que emplean herramientas monofilas y muestra la naturaleza de su movimiento principal y el rango de velocidades típico; la naturaleza del movimiento de avance y el rango de avance f ; la potencia disponible P_e ; la eficiencia global η_m del accionamiento; la capacidad de la máquina en términos de las dimensiones máximas de la pieza que puede mecanizarse; y, finalmente, un estimativo de la precisión que se puede alcanzar sin técnicas especiales.

Las tablas 1.2 y 1.3 presentan información similar para máquinas que emplean herramientas multifila y para máquinas rectificadoras respectivamente. De-

TABLA 1.1 Características típicas de las máquinas que usan herramientas monofilas

Máquina	Movimiento principal				Movimiento de avance			Potencia P_e	Eficiencia global η_m	Tamaño máximo de la pieza	Precisión de mecanizado
	Tipo	Eje	Aplicado a	Rango de velocidad	Tipo	Aplicado a	Rango de avance f				
Torno paralelo	Rotatorio	Horizontal	Pieza	$0.3\text{--}27\text{ s}^{-1}$ (20–1 600 rpm)	Continuo	Herramienta	$0.05\text{--}2.5\text{ mm}$ (0.002–0.1 pulg.)	4 kW (5 hp)	70	$l_w < 760\text{ mm}$ (30 pulg.) $d_w < 360\text{ mm}$ (14 pulg.)	0.013 mm (0.000 5 pulg.)
Torno vertical	Rotatorio	Vertical	Pieza	$0.07\text{--}3.3\text{ s}^{-1}$ (4–200 rpm)	Continuo	Herramienta	$0.05\text{--}2.5\text{ mm}$ (0.002–0.1 pulg.)	15 kW (20 hp)	70	$d_w < 1.2\text{ m}$ (48 pulg.)	0.025 mm (0.001 pulg.)
Mandradora	Rotatorio	Horizontal	Herramienta	$0.3\text{--}27\text{ s}^{-1}$ (20–1 600 rpm)	Continuo	Herramienta	$0.05\text{--}0.75\text{ mm}$ (0.002–0.03 pulg.)	7.5 kW (10 hp)	70	$l_w < 1.2\text{ m}$ (48 pulg.)	0.025 mm (0.001 pulg.)
Limadora	Lineal	Horizontal	Herramienta	0 a 0.75 m/s (150 pies/min)	Intermitente	Pieza	$0.05\text{--}0.75\text{ mm}$ (0.002–0.03 pulg.)	4 kW (5 hp)	70	$l_w < 410\text{ mm}$ (16 pulg.) $b_w < 410\text{ mm}$ (16 pulg.)	0.075 mm (0.003 pulg.)
Cepillo de puente	Lineal	Horizontal	Pieza	0 a 1.5 m/s (300 pies/min)	Intermitente	Herramienta	$0.05\text{--}2.5\text{ mm}$ (0.002–0.1 pulg.)	30 kW (40 hp)	80	$l_w < 7.6\text{ m}$ (25 pies) $b_w < 1.2\text{ m}$ (48 pulg.)	0.064 mm (0.002 5 pulg.)

NOTA: b_w : ancho de la pieza; d_w : diámetro de la pieza; l_w : largo de la pieza.

TABLA 1.2 Características típicas de las máquinas que usan herramientas multífilo

Máquina	Tipo	Eje	Aplicado a	Rango de velocidades	Tipo	Aplicado a	Rango de avances v o f	Potencia P _a	Eficiencia global η _m	Tamaño máximo de la pieza	Tamaño máximo de la herramienta	Precisión de mecanizado
Taladro de columna	Rotato-rio	Vertical	Herra- mienta	1-10 s ⁻¹ (60-600 rpm)	Continuo	Herramienta	0,006-0,025 pulg.) (0,15-0,64 mm)	3,7 kW (5 hp)	70	600 x 600 mm (24 x 24 pulg.)	broca de 25-mm-dia. (1-pulg.)	0,013 mm (0,005 pulg.)
Taladro radial	Rotato-rio	Vertical	Herra- mienta	1-10 s ⁻¹ (60-600 rpm)	Continuo	Herramienta	0,006-0,025 pulg.) (0,15-0,64 mm)	3,7 kW (5 hp)	70	1,2 x 1,2 m (48 x 48 pulg.)	broca de 25-mm-dia. (1-pulg.)	0,013 mm (0,005 pulg.)
Taladro de banco	Rotato-rio	Vertical	Herra- mienta	12-83 s ⁻¹ (700-5 000 rpm)	Manual	Herramienta		250 W (0,33 hp)	85	250 x 250 mm (10 x 10 pulg.)	broca de 8-mm-dia. ($\frac{5}{16}$ -pulg.)	0,05 mm (0,002 pulg.)
Fresadora horizontal	Rotato-rio	Horizontal	Herra- mienta	0,3-8,3 s ⁻¹ (20-500 rpm)	Continuo	Pieza	0,2-8,5 mm/s (0,5-20 pulg./min)	3,7 kW (5 hp)	50	$f_w < 915$ mm (36 pulg.) 200 mm dia. (8 pulg.)		0,076 mm (0,003 pulg.)
Fresadora vertical de consola	Rotato-rio	Vertical	Herra- mienta	0,3-8,3 s ⁻¹ (20-500 rpm)	Continuo	Pieza	0,2-8,5 mm/s (0,5-20 pulg./min)	3,7 kW (5 hp)	50	$f_w < 915$ mm (36 pulg.) 15 mm dia. (6 pulg.)		0,076 mm (0,003 pulg.)
Fresadora vertical de bancada	Rotato-rio	Vertical	Herra- mienta	0,3-8,3 s ⁻¹ (20-500 rpm)	Continuo	Pieza	0,2-8,5 mm/s (0,5-20 pulg./min)	15 kW (20 hp)	50	760 x 760 mm (30 x 30 pulg.)	250 mm dia. (10 pulg.)	0,076 mm (0,003 pulg.)
Brochadora	Lineal	Vertical u horizontal	Herra- mienta	10 0,5 m/s (100 pies/min)	Por los filos	Herramienta	0,013-0,13 mm (0,000 5-0,005 pulg.)	19 kW (25 hp)	80	$f_w < 460$ mm (18 pulg.) 915 mm largo (36 pulg.)		0,013 mm (0,000 5 pulg.)

NOTA: b_w : ancho de la pieza; f_w : largo de la pieza

TABLA 1.3 Características típicas de las máquinas que usan muelas abrasivas

Máquina	Eje	I Movimiento principal rotario aplicado a la muela		Movimiento transversal		Movimiento rotatorio de la pieza		Avance intermitente	Eficiencia global η _m	Tamaño máximo de la pieza	Precisión del mecanizado
		Velocidad	Eje	Aplicado a	Avance máximo	Eje	Velocidad				
Rectificadora plana con husillo horizontal	Horizontal	33 s ⁻¹ (2 000 rpm)	Horizontal	Pieza (150 pulg./min)	0,75 m/s	Horizontal	1,7 s ⁻¹ (100 rpm)	Pieza (0,25 pulg.)	85	f _w < 800 mm (24 pulg.) 0,002 5 (0,000 1 pulg.)	b _w < 200 mm (8 pulg.)
Rectificadora plana con husillo vertical	Vertical	33 s ⁻¹ (2 000 rpm)	Horizontal	Pieza (150 pulg./min)	0,75 m/s	Horizontal	1,7 s ⁻¹ (100 rpm)	Muela (0,06 pulg.)	85	f _w < 760 mm (30 pulg.) 0,025 mm (0,001 pulg.)	b _w < 260 mm (10 pulg.)
Rectificadora plana y mesa rotatoria	Vertical	33 s ⁻¹ (2 000 rpm)	Vertical	Vertical	1,7 s ⁻¹ (100 rpm)	Muela (0,01 pulg.)	85	400-mm-dia. 0,002 5 mm (0,000 1 pulg.)	...
Rectificadora cilíndrica	Horizontal	33 s ⁻¹ (2 000 rpm)	Horizontal	Pieza (100 pulg./min)	0,5 m/s	Horizontal	1,7 s ⁻¹ (100 rpm)	Muela (0,015 pulg.)	85	f _w < 800 mm (24 pulg.) 0,002 5 mm (0,000 1 pulg.)	d _w < 250 mm (10 pulg.)
Rectificadora de interiores	Horizontal	1 700 s ⁻¹ (100 000 rpm)	Horizontal	Muela (150 pies/min)	0,75 m/s	Horizontal	3,3 s ⁻¹ (200 rpm)	Muela (0,001 pulg.)	85	f _w < 200 mm (8 pulg.) 0,000 25 mm (0,000 01 pulg.)	d _w < 150 mm (6 pulg.)

NOTA: b_w : ancho de la pieza; d_w : diámetro de la pieza; f_w : largo de la pieza.

TABLA 1.4 Resumen de las ecuaciones para operaciones de corte

Operación	Figura	Tiempo de mecanizado t_m	Metal removido por unidad de tiempo Z_w o Z_{wmax}	Espesor medio de la viruta no deformada a_{cav}
Torneado	1.7(a)	$\frac{l_w}{f n_w}$	$\pi f a_p n_w (d_m + a_p)$	$f \text{ sen } \kappa_r$
Aguereado	1.7(c)		$\pi f a_p n_w (d_m - a_p)$	
Refrentado	1.7(b)	$\frac{d_m}{2f n_w}$	$\pi f a_p n_w d_m$	
Tronzado	1.7(e)			
Cepillado	1.20	$\frac{b_w}{f n_r}$	$f a_p v$	
Taladrado	1.23	$\frac{l_w}{f n_r}$	$\frac{\pi d_m^2 n_r}{4}$	$\frac{f}{2} \text{ sen } \kappa_r$
Fresado circular	1.28 1.29	$\frac{l_w + \sqrt{a_g(d_r - a_g)}}{v_f}$	$a_g a_p v_f$ $a_g = \frac{f}{N}$	$\frac{v_f}{N n_r} \sqrt{\frac{a_g}{d_r}}$
Fresado frontal	1.33 1.34	$\frac{l_w + d_r}{v_f}$		$\frac{v_f}{N n_r} \sqrt{\frac{a_g}{d_r}}$
Fresado frontal y lateral	1.33 1.34	$\frac{l_w + 2\sqrt{a_g(d_r - a_g)}}{v_f}$	$f = \frac{V_f}{N}$	$\frac{v_f}{N n_r} \sqrt{\frac{a_g}{d_r} \left(1 + \frac{a_g}{d_r}\right)}$
Brochado	1.37	$\frac{l_r}{v}$	$f a_p v$ por cada filo cortado	f

Nota: a_g = encaje de trabajo (profundidad de corte); a_p = encaje axial; d_w = ancho de la superficie a mecanizar; d_m = diámetro de la superficie mecanizada; d_r = diámetro de la herramienta; f = avance; l_r = largo de la herramienta; l_w = largo de la superficie o agujero a ser mecanizado; n_r = frecuencia de alternación; n_t = frecuencia rotacional de la herramienta; n_w = frecuencia rotacional de la pieza; N = número de dientes de la herramienta; v_f = velocidad de avance; κ_r = ángulo del filo principal.

be anotarse que para cada tipo de máquina existe una gran variedad de tamaños; las tablas dan detalles solamente de una máquina típica dentro del rango.

La tabla 1.4 resume las ecuaciones desarrolladas anteriormente para el tiempo de mecanizado t_m , el metal removido por unidad de tiempo Z_w , y el espesor medio de la viruta no deformada a_{cav} en las operaciones de corte. La tabla 1.5 resume las ecuaciones para el tiempo de mecanizado y el metal removido por unidad de tiempo para las operaciones de rectificado.

El tiempo de mecanizado es un factor de mucha importancia cuando se habla de la economía y productividad de una operación, pero debe tenerse en cuenta que no se ha incluido el tiempo gastado por el operario en montar y desmontar las piezas, cambiar herramientas y colocar en posición la pieza o la herramienta antes de embregar el avance. Para estimar el tiempo de mecanizado para las má-

quinas que tienen movimiento alternativo es necesario conocer las relaciones entre la frecuencia de alternación n_r , la velocidad de corte v (o velocidad transversal, v_{trav} , en las rectificadoras), y la longitud de la pieza l_w . Las relaciones presentadas en la fig. 1.49 permiten un estimativo de la n_r para usarlo en las ecuaciones de las tablas 1.4 y 1.5.

Aunque el costo de la potencia consumida en una operación de mecanizado no es generalmente un factor económico de gran importancia, es necesario estar en condiciones de estimar la potencia requerida debido a las limitaciones que puede tener una máquina en particular. Además, para las operaciones de desbaste, donde se desea obtener la máxima remoción de metal por unidad de tiempo conviene conocer la demanda de potencia. Se habría demostrado anteriormente ecuación (1.9) que la potencia requerida para el mecanizado P_m puede encontrarse de:

$$P_m = P_s Z_w$$

TABLA 1.5 Resumen de las ecuaciones para operaciones de rectificado.

Máquina	Operación	Figura	Tiempo de mecanizado t_m	Metal removido por unidad de tiempo Z_w o Z_{wmax}
Rectificadora plana con husillo horizontal	Transversal	1.42(a)	$\frac{b_w}{2f n_r}$	$f a_p v_{transv}$
	De penetración	1.42(b)		
Rectificadora plana con husillo vertical	Transversal	1.44	$\frac{a_r}{2f n_r} + t_s$	$f a_p v_{transv}$
	De penetración		$\frac{a_r}{2f n_r} + t_s$	
Rectificadora cilíndrica	Transversal	1.46(a)	$\frac{a_r}{2f n_r} + t_s$	$\pi d_w v_{transv}$
	De penetración	1.46(b)	$\frac{a_r}{v_f} + t_s$	
Rectificadora de interiores	Transversal	1.48(a)	$\frac{a_r}{2f n_r} + t_s$	$\pi d_m v_{transv}$
	De penetración	1.48(b)	$\frac{a_r}{v_f} + t_s$	

Nota: a_p = encaje axial; a_r = espesor total del material a remover; b_w = ancho de la pieza a ser mecanizada; d_m = diámetro de la superficie mecanizada; d_w = diámetro de la superficie de trabajo; f = avance; n_r = frecuencia de alternación; n_w = frecuencia rotacional de la pieza; t_s = tiempo de extinción de chisporroteo; v_f = velocidad de avance; v_{transv} = velocidad transversal.

En la práctica, la energía específica de corte P_s depende principalmente de la dureza del material de la pieza y del espesor medio de la viruta no deformada a_{cav} . En la fig. 1.50 se presenta una guía de las relaciones entre P_s y a_{cav} para varios materiales y puede usarse con las ecuaciones de las tablas 1.4 y 1.5 para calcular P_m . Debe anotarse que para el fresado cilíndrico y el frontal, el valor medio de a_c ha sido aproximado a $a_{cmax}/2$ excepto en el fresado frontal donde el diámetro de la fresa sea mayor que el ancho de la pieza. En el fresado frontal el valor medio de a_c es aproximadamente igual a a_{cmax} . Para todos los otros casos a_{cav} es igual a a_c .

Para una máquina en particular, la potencia disponible para el mecanizado puede calcularse de:

$$P_m = P_e \eta_m \quad (1.46)$$

donde P_e es la potencia eléctrica disponible y η_m es la eficiencia global del sistema de accionamiento.

REFERENCIA

1. Axis and Motion Nomenclature for Numerically Controlled Machine Tools: ISO, ISO Recommendation R841, 1a. ed., octubre, 1968.

PROBLEMAS

1. Deben tornearse ²⁰⁰⁰cientas barras de 80 mm de diámetro y 300 mm de largo hasta 65 mm en 150 mm de su longitud. El acabado superficial y la precisión requeridos hacen necesario un ligero corte de acabado, después del desbaste. Este se hace a máxima potencia. La pasada de acabado se hará con un avance de 0.13 mm, una velocidad de corte de 1.5 m/s y a potencia máxima.

Si el torno tiene un motor de 2 KW y una eficiencia del 50%, calcule el tiempo total de producción en kilo/segundos (Ks) para el lote de piezas. Considere que la energía específica de corte del material es 2.73 GJ/m³, el tiempo de regresar la herramienta al comienzo del corte es 15 s, y el tiempo gastado en montar y desmontar una pieza es de 120 s.

2. Una barra de 50mm de diámetro va a ser roscada en 250 mm de su longitud en un torno. El ángulo de la rosca es de 60°, el paso 2.5 mm y el diámetro exterior de la rosca 50 mm.

- a. ¿Cuántas pasadas serán necesarias para realizar la operación si se limita el espesor de la viruta deformada a 0.13 mm?
- b. Si la frecuencia rotacional de la pieza es 0.8 s⁻¹ y el regreso de la herramienta y embrague del carro con el tornillo patrón después de cada pasada toman 20 s, ¿cuál será el tiempo total de producción?

FIG. 1.50 Valores aproximados para la energía específica de corte P_s para varios materiales y operaciones.

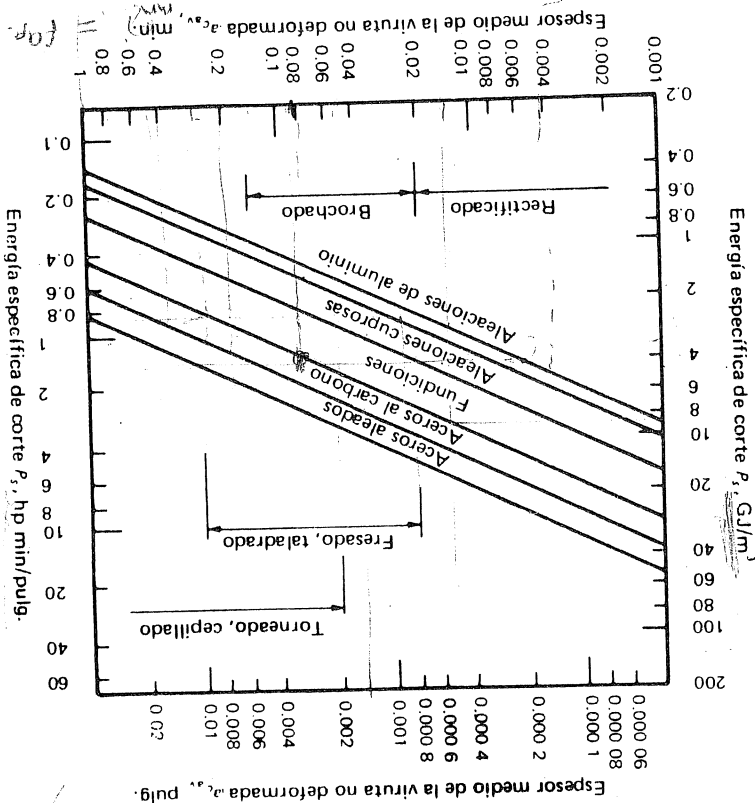
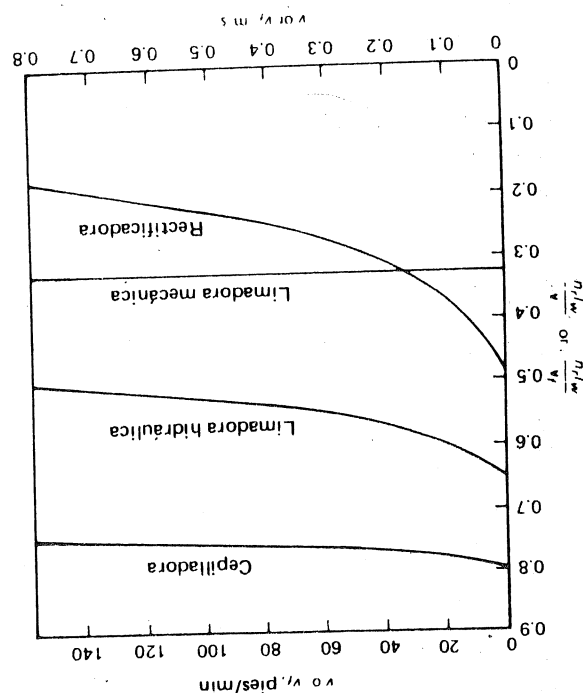


FIG. 1.49 Características típicas de las máquinas herramientas con movimiento alternativo, donde n_r = frecuencia de alternación; l_w = largo de la pieza; v = velocidad de corte, y v_{transv} = velocidad transversal (para rectificadoras).



3. Un disco de 1.5 m con un agujero central de 600 mm va a ser refrigerado de afuera hacia adentro en un torno vertical. La frecuencia rotacional de la mesa es de 0.5 s^{-1} , el avance es de 0.25 mm y la profundidad de corte es de 6 mm. La energía específica de corte para el material de la pieza en las condiciones particulares de corte es de 3.5 GJ/m^3 . Calcule:
 - a. El tiempo de mecanizado en kilosegundos.
 - b. El consumo de potencia en kW, al comienzo de la operación.
 - c. El consumo de potencia justamente antes de terminar la operación.
4. Cincuenta discos de 1 m de diámetro con un agujero de 80 mm en el centro van a refrigerarse en un torno vertical con un avance de 0.25 mm y una profundidad de corte de 5 mm. El torno cuenta con un control automático con el cual la velocidad de corte se ajusta para permitir el aprovechamiento máximo de la potencia de 3 kW en la herramienta de corte. Sin embargo la frecuencia rotacional máxima es de 0.7 s^{-1} .

Si la energía específica de corte para el material de la pieza es de 2.27 GJ/m^3 y si el tiempo de bajar un disco mecanizado, subir uno sin mecanizar y retornar la herramienta al comienzo del corte es de 600 s, calcule el tiempo total de producción para el lote en kilosegundos (Ks).
5. En el mecanismo de una limadora mecánica, la longitud de la colisa es 1.4 m, el pasador de la colisa se encuentra 1.4 m abajo de la conexión entre la barra y el carnero, el radio de la manivela es de 150 mm y el eje de la manivela está 700 mm arriba del pasador de la colisa. Si la manivela gira a 0.3 s^{-1} calcule:
 - a. El tiempo de una carrera de corte del carnero.
 - b. El tiempo de una carrera de retorno del carnero.
 - c. La velocidad de corte máxima en metros por segundo (m/s) durante la carrera de corte.
6. El avance transversal en una limadora se logra con un tornillo de 0.2 filetes por mm. Un sistema de uña y trinquete en el extremo del tornillo es movido por la manivela de la limadora de manera que la uña gira el trinquete un diente por cada carrera de retorno del carnero. Si la limadora trabaja a razón de una carrera por segundo y el trinquete tiene 20 dientes, calcule
 - a. El avance, en milímetros (mm).
 - b. El tiempo mínimo para mecanizar la superficie de una pieza rectangular de 130 mm de largo por 100 mm de ancho.
7. Una limadora trabaja a razón de dos carreras por segundo y se emplea para mecanizar una pieza de 150 mm de largo con una velocidad de corte 0.5 m/s usando un avance de 0.4 mm y una profundidad de corte de 6 mm. Calcular:
 - a. El tiempo total de mecanizado para producir 800 piezas de 100 mm de ancho.
 - b. El porcentaje de este tiempo en el cual la herramienta no está en contacto con la pieza.
 - c. El metal removido por unidad de tiempo durante el mecanizado, en milímetros cúbicos por segundo ($\mu\text{m}^3/\text{s}$).

8. En una operación de taladrado con broca en espiral, la frecuencia rotacional de la broca es 5 s^{-1} , el avance 0.25 mm, el ángulo del filo principal 60° , y el diámetro de la broca 12 mm. Si la energía específica de corte es 2 GJ/m^3 , calcule
 - a. La cantidad máxima de metal removido por unidad de tiempo en micrometros cúbicos por segundo ($\mu\text{m}^3/\text{s}$)
 - b. El espesor de viruta no deformada, en milímetros (mm).
 - c. El par de torsión en la broca, en newton-metro (Nm).
9. En una operación de fresado tangencial, la fresa tiene 20 dientes y 100 mm de diámetro. La frecuencia rotacional 5 s^{-1} , la velocidad de avance es 1.3 mm/s, la profundidad de corte 6 mm y el ancho de la pieza 50 mm. La relación entre el espesor máximo de la viruta no deformada $a_{c, \max}$ y la energía específica de corte P_s , en gigajoules por metro cúbico (GJ/m^3) para el material de la pieza es

$$P_s = 1.4 \left(1 + \frac{25 \times 10^{-6}}{a_{c, \max}} \right)$$

Calcular

- a. La cantidad máxima de metal removido por unidad de tiempo, en micrometros cúbicos por segundo ($\mu\text{m}^3/\text{s}$)
 - b. La potencia máxima, en kW, requerida en la fresa.
10. En una operación de fresado frontal la profundidad de corte es 5 mm, la velocidad de avance de la pieza 0.65 mm/s, y el ancho de la pieza 50 mm. La fresa tiene 20 dientes y 100 mm de diámetro. Si la velocidad de corte es 1 m/s, calcule
 - a. La frecuencia rotacional de la fresa (s^{-1})
 - b. La cantidad máxima de metal removido por unidad de tiempo en micrometros cúbicos por segundo ($\mu\text{m}^3/\text{s}$)
 - c. El tiempo gastado en mecanizar 1.000 piezas de 150 mm de largo si para bajar y montar una pieza y retornar la herramienta al comienzo del corte se necesitan 180 s.
 - d. El espesor máximo de viruta no deformada en milímetros (mm).
 11. En una operación de rectificado en una rectificadora plana de husillo horizontal, el largo de la pieza es 100 mm y el ancho 50 mm. El avance transversal se aplica en cada carrera de la mesa y está graduado en 0.25 mm, la profundidad de corte es 0.1 mm y la velocidad longitudinal máxima es 250 mm/s. La frecuencia de alternación de la mesa es 1 s^{-1} . Calcule:
 - a. El tiempo de mecanizado.
 - b. La cantidad máxima de metal removido por unidad de tiempo en micrometros cúbicos por segundo ($\mu\text{m}^3/\text{s}$)
 - c. El consumo máximo de potencia en vatios (W) si la energía específica de corte para las condiciones dadas es 25 GJ/m^3 .
 - d. La fuerza tangencial máxima en la mesa si su diámetro es 150 mm y tiene una frecuencia rotacional de 60 s^{-1} .

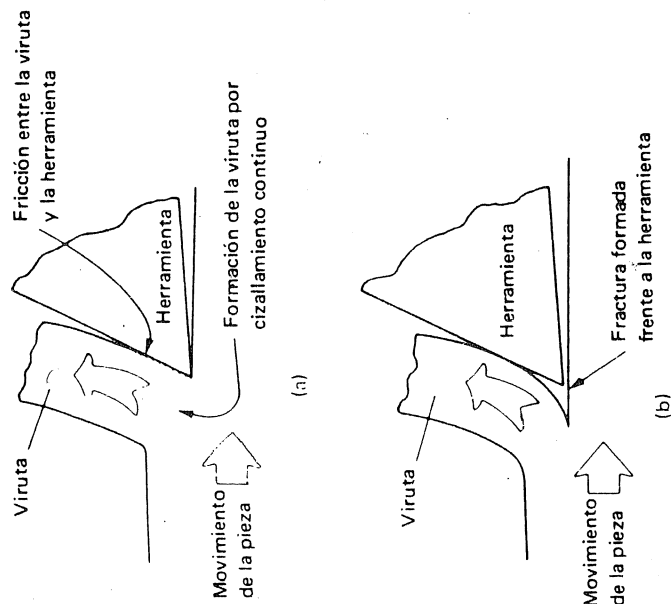


FIG. 2.1 Modelos del proceso de corte. (a) Modelo actual; (b) concepción inicial errada.

2.1 INTRODUCCION

La investigación en el área del corte de metales empezó aproximadamente 70 años después de la aparición de la primera máquina herramienta. El propósito de esta sección no es el presentar la historia completa de la investigación en el campo de corte de metales sino reseñar históricamente las contribuciones más importantes.

Según Finnie, quien publicó una compilación histórica de los trabajos realizados sobre el corte de metales,¹ la investigación primaria en este campo se inició en 1851² y estuvo principalmente dirigida hacia la medición de la cantidad de trabajo requerida para remover un volumen dado de material en la operación de taladrado. En 1873, Hartig³ presentó datos tabulados de la cantidad de trabajo requerida en el corte de metales, en un libro que parece haber sido el trabajo más importante y autorizado sobre el tema por varios años.

Las acepilladuras, o limaduras, removidas durante el corte del metal son llamadas virutas, y los primeros intentos para explicar el mecanismo de formación de las virutas fueron realizados por Time⁴ en 1870 y por el famoso científico francés Tresca⁵ en 1873. Algunos años más tarde, en 1881, Mallock⁶ sugirió correctamente que el proceso de corte consistía básicamente en el cizallamiento del material de trabajo o de la pieza para formar la viruta y enfatizó la importancia

del efecto de la fricción que se hacía sobre la cara de la herramienta de corte a medida que se removía la viruta (fig. 2.1 (a)). Mallock produjo ilustraciones de la formación de la viruta a partir de muestras, pulidas y atacadas, de virutas parcialmente formadas; además, observó el efecto de los lubricantes para corte, el efecto del afilado de la herramienta en el proceso de corte, y las razones de la inestabilidad que induce vibraciones indeseables en el proceso de corte. Muchas de estas observaciones son sorprendentemente parecidas a las aceptadas por las teorías modernas y aún 90 años después están siendo repetidas.

Finnie¹ dice que hubo un retroceso en el entendimiento del proceso de corte de metales en 1900 cuando Reuleaux⁷ sugirió que una fractura ocurría frente a la herramienta y que el proceso podría asemejarse al rajado de la madera. Esta teoría sugiere un modelo de corte semejante al que se muestra en la fig. 2.1(b) y es una concepción errada que fue sustentada durante muchos años.

Por esta época, fue publicado, el ahora famoso artículo de Taylor⁸ el cual reportaba los resultados de 26 años de investigaciones y experiencias. Taylor estuvo interesado en la aplicación de los sistemas de trabajo por tarea, en talleres de máquinas herramienta, donde se fijaba un tiempo determinado para la ejecución de un trabajo particular y se daba una bonificación al operario que realizara su labor en el tiempo permitido o prefijado. Para ayudarse en la aplicación de tal

sistema, Taylor investigó el efecto del material de la herramienta y de las condiciones de corte sobre la vida de la herramienta en operaciones de desbaste. El objetivo principal era determinar las leyes empíricas que permitiesen el establecimiento de las condiciones óptimas de corte. En una nota biográfica publicada al comienzo del artículo se decía que mediante la combinación del desarrollo de un tratamiento térmico para producir aceros rápidos para herramienta de corte (conocido como el proceso de tratamiento térmico Taylor-White) y los resultados de las investigaciones empíricas para mejorar los métodos del taller, el señor Taylor fue capaz de aumentar la producción del taller de máquinas herramienta de la compañía Bethlehem Steel en un 500 por ciento. Es interesante resaltar que la ley empírica de Taylor que rige la relación entre la velocidad de corte y la vida de la herramienta (duración del filo cortante) se utiliza y emplea aún, como base para muchos estudios recientes acerca de los factores económicos del mecanizado. Un descubrimiento fundamental hecho por Taylor consistió en establecer que la temperatura existente en el filo de la herramienta, controlaba el desgaste de la misma por unidad de tiempo.

Desde 1906 cuando el artículo de Taylor fue publicado, el trabajo empírico y fundamental sobre el corte de metales ha aumentado gradualmente en volumen. La mayor parte del trabajo fundamental ha sido llevado a cabo a partir de la publicación en 1941 del bien conocido artículo de Ernst y Merchant⁹, que trata sobre la mecánica del proceso de corte. Los resultados más importantes del trabajo reciente son discutidos en los capítulos comprendidos entre el 2 y el 6 de este libro.

2.2 TERMINOS Y DEFINICIONES

Todas las operaciones de corte de metales pueden ser asemejadas al proceso ilustrado en la fig. 2.2, en donde la herramienta posee forma de cuña, tiene un fi-

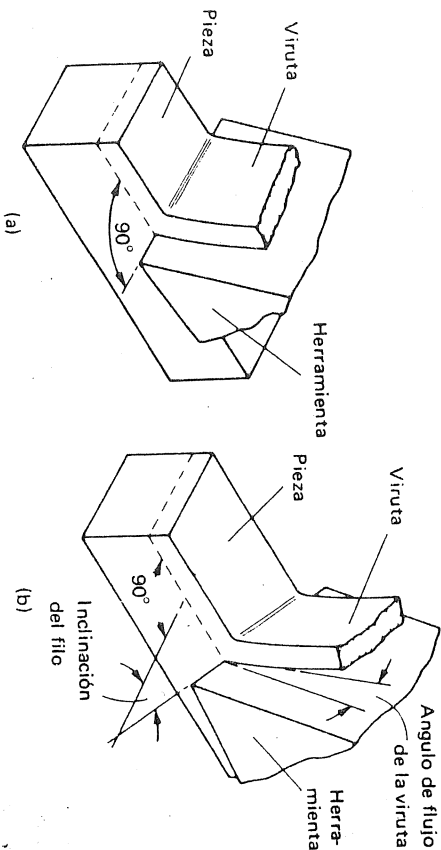


FIG. 2.2 Corte ortogonal y oblicuo. (a) Corte ortogonal; (b) corte oblicuo.

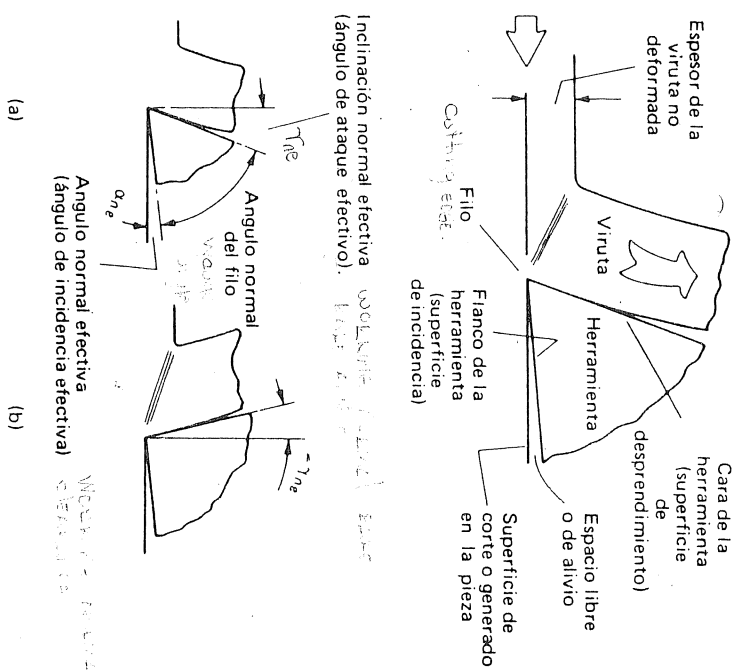


FIG. 2.3 Términos usados en el corte de metales. (a) Inclinación positiva; (b) inclinación negativa.

lo recto, y su movimiento está restringido con respecto a la pieza de tal manera que una capa de material es removida en forma de viruta. La figura 2.2(b) ilustra el caso general de corte conocido como *corte oblicuo*. Un caso especial de corte, en el cual el filo de la herramienta es perpendicular a la dirección del movimiento relativo entre la pieza y la herramienta (fig. 2.2(a)), es conocido como *corte ortogonal*. Como el corte ortogonal representa un problema bidimensional en lugar de uno tridimensional, es un modelo apropiado para investigaciones en las cuales es deseable eliminar tantas variables como sea posible. Por esto, la disposición simple del modelo de corte ortogonal es ampliamente usada en trabajos teóricos y experimentales.

La herramienta de corte en forma de cuña, consiste básicamente en dos superficies que se intersecan para formar el filo (fig. 2.3). La superficie sobre la cual fluye la viruta, se conoce como la superficie de desprendimiento, o más simplemente como la *cara*, y la superficie apoyada posteriormente (idealmente en el filo) para dejar libre la superficie generada en la pieza es conocida como *flanco* (superficie de incidencia). Así, pues, durante el corte existe un espacio libre en forma de cuña entre el flanco de la herramienta y la superficie generada en la pieza.

La profundidad de cada capa de material removida por la herramienta es conocida como el *espesor de la viruta no deformada* (fig. 2.3), y aunque esta dimensión varía a menudo en las operaciones prácticas de corte en la medida en que el corte progresa, para simplicidad en el trabajo de investigación, se supone constante.

Una de las variables más importantes en el corte de metales es la pendiente de la cara de la herramienta, y esta pendiente o ángulo se especifica en el corte ortogonal por el ángulo existente entre la cara de la herramienta y una línea perpendicular a la nueva superficie de trabajo o de la pieza. (fig. 2.3). Este ángulo es conocido como el *ángulo de desprendimiento* o, de acuerdo con la nueva terminología de la ISO, el *ángulo de inclinación normal efectiva* (ángulo de desprendimiento efectivo), la fig. 2.3 ilustra cómo se define el signo del ángulo.

El flanco de la herramienta no desempeña papel alguno en el proceso de remoción de la viruta; desde luego, el ángulo existente entre el flanco y la superficie generada en la pieza puede afectar el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo y se denomina *ángulo de incidencia* o más exactamente *ángulo normal efectivo*.

De la figura 2.3 se puede concluir que la suma de los ángulos de inclinación normal (incidencia), de holgura y del filo es igual a $\pi/2$, en donde el ángulo del filo es el ángulo existente entre la cara y el flanco.

2.3 FORMACION DE LA VIRUTA

El tipo de viruta producida durante el corte de metales depende del material que se está mecanizando y de las condiciones de corte utilizadas. Una de las técnicas más útiles para el estudio de la formación de la viruta es el dispositivo de parada rápida*. Con este dispositivo es posible "congelar" o parar súbitamente la acción de corte y permitir el subsecuente examen microscópico del proceso de remoción de la viruta. En la fig. 2.4 se describe un dispositivo típico de parada rápida, diseñado para usar en máquina limadora. En él, la pieza se sujeta medianamente una prensa que puede deslizar libremente en el bloque de guía. Durante el corte la prensa es restringida por el anillo de sujeción, el cual se mantiene en posición por los pasadores fusibles (fusibles mecánicos que fallan por cizalladura) que pasan a través del bloque de guía y del anillo de sujeción. Los pasadores fusibles son diseñados para soportar la fuerza requerida para remover la viruta. Cuando el corte está parcialmente completo, una lengüeta del portaherramientas entra en contacto con la prensa, cizalla los pasadores y empuja la prensa y el anillo de sujeción hacia adelante. Esta acción de la lengüeta suspende el corte porque la pieza se acelera rápidamente hasta alcanzar la velocidad de la herramienta. Con dispositivos diseñados cuidadosamente el tiempo efectivo de suspensión del corte es extremadamente pequeño. Por ejemplo, en el dispositivo mencionado el tiempo

* Este dispositivo fue diseñado por el doctor T. C. Hsu, entonces catedrático del Departamento de Ingeniería Mecánica del Royal College of Advanced Technology, Salford, Inglaterra.

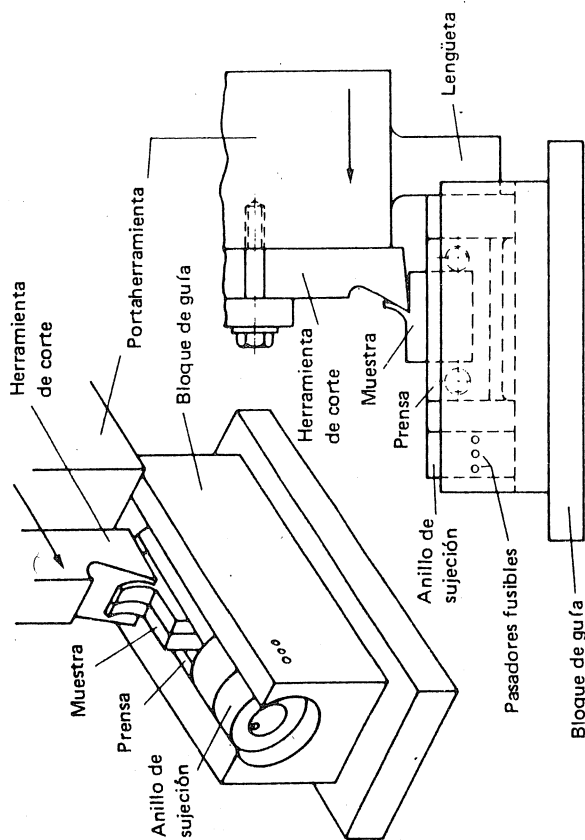


FIG. 2.4 Dispositivo de parada rápida.

po de suspensión del corte fue estimado en 0.00017 s para una velocidad de corte de 0.8 m/s.

En las figuras 2.5 a 2.7 se ilustran ejemplos de muestras obtenidas con el dispositivo de parada rápida. Las muestras enseñadas en dichas figuras fueron escogidas porque ilustran los tres tipos básicos de formación de virutas que se encuentran en la práctica: la viruta continua, la viruta continua con recrecimiento del filo, y la viruta discontinua. En cada caso la velocidad de corte fue de 0.8 m/s, lo que implica que durante la retardación del corte la herramienta recorrió con respecto a la muestra una distancia igual a 0.07 mm, lo cual, en la fig. 2.5, es equivalente aproximadamente a un décimo del espesor de la viruta no deformada. Los cálculos anteriores indican que las muestras obtenidas mediante esta técnica son representativas del mecanismo de formación de la viruta durante el corte.

2.3.1 Viruta continua

La figura 2.5 muestra la formación de una viruta continua. Este tipo de viruta es común cuando se mecanizan la mayoría de los materiales dúctiles, tales como hierro forjado, acero suave, cobre y aluminio. Puede decirse que el corte bajo estas condiciones es un proceso estable. Por esta razón la mayor parte de la investigación acerca del corte de metales ha estado relacionada con la producción de viruta continua. Básicamente esta operación consiste en el cizallamiento del mate-

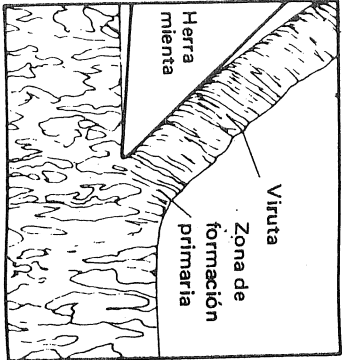


FIG. 2.5 Viruta continua.

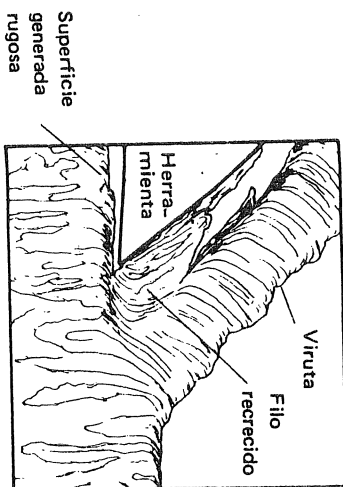


FIG. 2.6 Viruta continua con recrecimiento del filo.

rial de trabajo y en el deslizamiento de la viruta sobre la cara de la herramienta de corte. La formación de la viruta tiene lugar en la zona que se extiende desde el filo de la herramienta hasta la unión entre las superficies de la pieza; esta zona se conoce como la *zona de deformación primaria* (fig. 2.5). Para deformar el material de esta manera, las fuerzas que se transmiten a la viruta en la interfase existente entre ella y la cara de la herramienta, son suficientes para deformar las capas inferiores de la viruta a medida que ella se desliza sobre la cara de la herramienta (*zona de deformación secundaria*).

2.3.2 Viruta continua con recrecimiento del filo

Bajo ciertas condiciones, la fricción entre la viruta y la herramienta es suficientemente grande para que la viruta se suelde a la cara de la herramienta. La presencia de este material soldado aumenta aún más la fricción, y este aumento induce el auto soldado de una mayor cantidad de material de la viruta. El material aplastado resultante es conocido como *filo recrecido* (fig. 2.6). A menudo el filo recrecido continúa aumentando hasta que se aparte a causa de su inestabilidad.

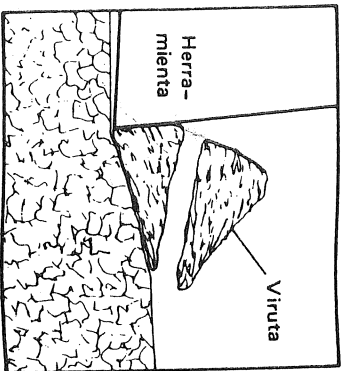


FIG. 2.7 Viruta discontinua.

Los pedazos son entonces arrastrados por la viruta y por la superficie generada en la pieza. La figura 2.6 muestra una superficie rugosa obtenida en estas condiciones. El estudio del recrecimiento del filo en el corte de metales es de suma importancia porque este fenómeno es uno de los principales factores que afectan el acabado superficial y puede tener una influencia considerable en el desgaste de las herramientas. Estos efectos serán discutidos posteriormente.

2.3.3 Viruta discontinua o quebrada

Durante la formación de la viruta el material es sometido a grandes deformaciones y, si es frágil, se fracturará en la zona de deformación primaria cuando la formación de la viruta es incipiente. Bajo estas condiciones la viruta se segmenta (fig. 2.7), y esta condición se conoce como *formación de la viruta discontinua*. Se producen virutas discontinuas siempre que se mecanicen materiales tales como, hierro fundido o bronce fundido, pero también pueden producirse cuando se mecanizan materiales dúctiles a muy baja velocidad y avances grandes.

2.4 FUERZAS QUE ACTUAN SOBRE LA HERRAMIENTA DE CORTE Y SU MEDICION

En el corte ortogonal, la fuerza resultante F_r aplicada a la viruta por la herramienta actúa en un plano que es perpendicular al filo de la herramienta (fig. 2.8). Esta fuerza se determina usualmente, en trabajo experimental, a partir de la medición de dos componentes ortogonales: una en la dirección de corte (conocida como la *fuerza de corte* F_c), la otra normal a la dirección de corte (conocida como la *fuerza de empuje* F_f). La medición precisa de estas dos componentes de la fuerza resultante de la herramienta ha sido objeto de esfuerzo considerable en

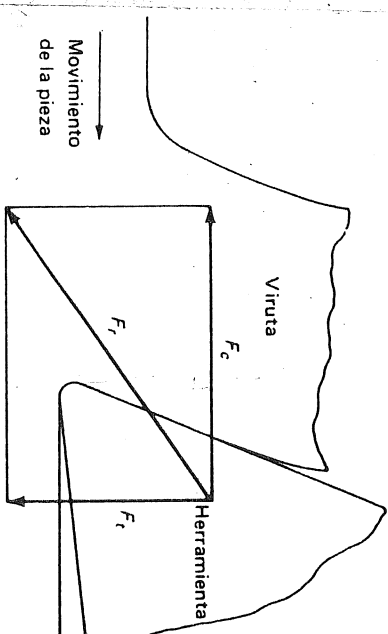


FIG. 2.8 Componentes de corte (F_c) y de empuje (F_f) de la fuerza resultante sobre la herramienta (F_r).

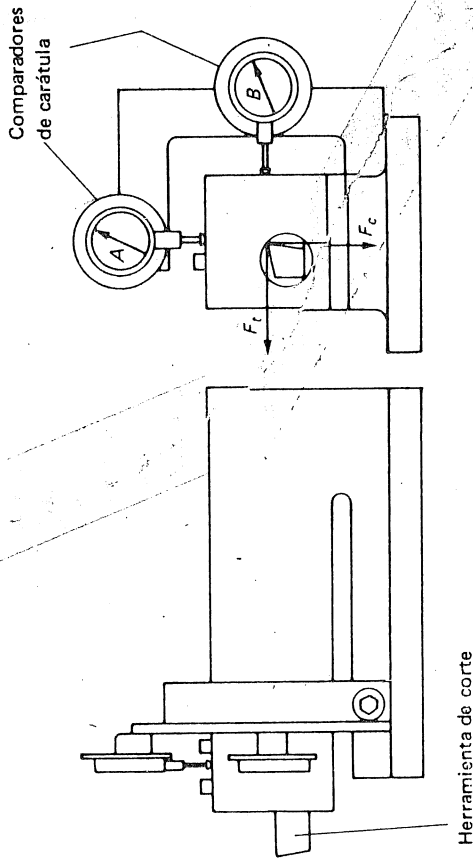


FIG. 2.9 Dinamómetro que mide dos componentes de la fuerza de corte para ser usado en un torno, el comparador A da una medida de F_c , y el comparador B da una medida de F_t .

el pasado, y se han desarrollado varios tipos de dinamómetros para la medición de la fuerza de corte.

En la mayoría de los dinamómetros la fuerza que actúa sobre la herramienta se determina por medio de la medición de las deflexiones o deformaciones inducidas en los elementos que la soportan. Es esencial que el instrumento posea gran rigidez y frecuencias naturales altas para que la precisión dimensional de la operación de corte se mantenga y la tendencia a vibrar se minimice. El dinamómetro debe, desde luego, deflectarse o deformarse lo suficiente para permitir mediciones precisas. El diseño del dinamómetro depende, en gran parte, de la instrumentación disponible para la medición de las deflexiones o deformaciones. La fig. 2.9 muestra un tipo simple de dinamómetro que permite medir dos componentes. En él la herramienta se soporta en el extremo libre de un elemento en voladizo. Las componentes vertical y horizontal de la deflexión inducida en el elemento en voladizo por la fuerza resultante sobre la herramienta se consideran como una medida de las dos componentes de dicha fuerza. En el apéndice I se presenta una discusión más completa acerca del diseño de dinamómetros.

Las componentes F_c y F_t de la fuerza resultante sobre la herramienta F_r , medidas con un dinamómetro, pueden utilizarse para calcular un gran número de variables importantes en el proceso de formación de la viruta continua.

2.5 ENERGÍA ESPECÍFICA DE CORTE

El consumo de energía por unidad de tiempo durante el mecanizado P_m es el producto de la velocidad de corte y la fuerza de corte F_c . Así,

$$P_m = F_c v \quad (2.1)$$

El consumo de energía por unidad de tiempo y la remoción de metal por unidad de tiempo son proporcionales a la velocidad de corte. Un parámetro que da una indicación acerca de la eficiencia del proceso, independientemente de la velocidad de corte, es la energía consumida por unidad de volumen de material removido y se conoce como la *energía específica de corte* P_s . Este parámetro está dado por

$$P_s = \frac{P_m}{Z_w} = \frac{F_c}{A_c} \quad (2.2)$$

donde Z_w es el metal removido por unidad de tiempo, y A_c es el área de la sección de la viruta sin cortar.*

La energía específica de corte puede variar considerablemente para un material dado y es afectada por cambios en la velocidad de corte, el avance, inclinación

*Se conoce P_s también como presión específica de corte debido a sus dimensiones de fuerza por unidad de área.

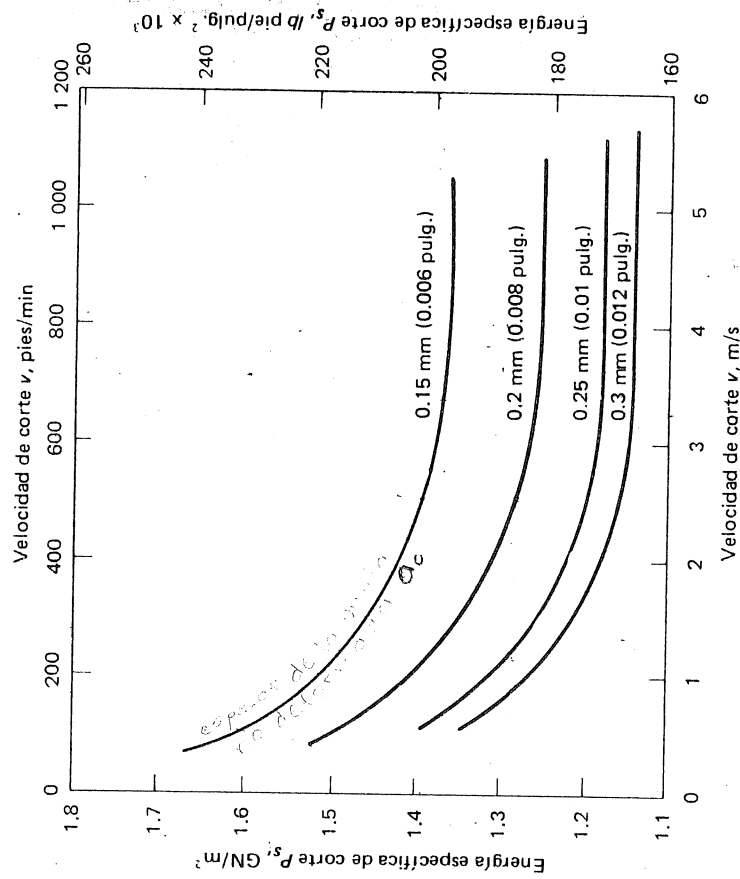


FIG. 2.10 Efecto de la velocidad de corte y del espesor de la viruta no deformada sobre la energía específica de corte en donde P_s = energía específica de corte, v = velocidad de corte, a_c = espesor de la viruta no deformada, y el material es acero dulce, el ángulo de inclinación normal es 10° , y el ancho de la viruta es 1.25 mm.

ción de la herramienta, etc. Desde luego, para una inclinación de la herramienta a velocidades de corte altas y avances grandes, la energía específica de corte tiende a permanecer constante, tal como puede apreciarse en la fig. 2.10. Este valor constante puede ser útil, en la práctica, para determinar las fuerzas requeridas para cortar un material dado en velocidades y avances grandes, y para los resultados presentados en la fig. 2.10 con un acero suave, P_s se aproxima a 1 GN/m^2 .

2.6 FUERZA DE PENETRACION Y EL "EFECTO DE TAMAÑO"

La fuerza resultante sobre la herramienta en el corte de metales está distribuida sobre las áreas de la herramienta que están en contacto con la viruta y la pieza. Ninguna herramienta de corte es perfectamente aguda. En la concepción idealizada que se muestra en la fig. 2.11 el filo se representa por una superficie cilíndrica que, unido al flanco de la herramienta con la cara de la misma. Observaciones hechas en el pasado¹¹ han mostrado que el radio del filo varía desde 0.005 a 0.03 mm para herramientas de acero rápido recién afiladas. A medida que el filo de la herramienta "allana" su camino a través del material, la fuerza que actúa sobre él constituye solamente una parte pequeña de la fuerza de corte para valores grandes del espesor de la viruta no deformada a_c . Para valores pequeños de

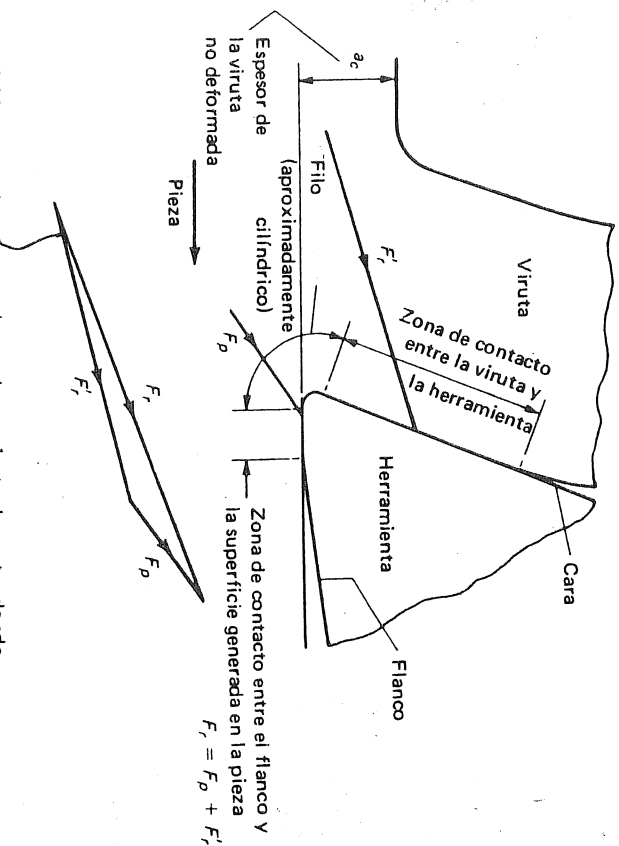


FIG. 2.11 Zonas de contacto de una herramienta de corte, donde F_r = fuerza resultante sobre la herramienta, F'_r = fuerza requerida para remover la viruta, y F_p = fuerza de penetración (actúa sobre el filo y zona de contacto entre el flanco y la superficie generada).

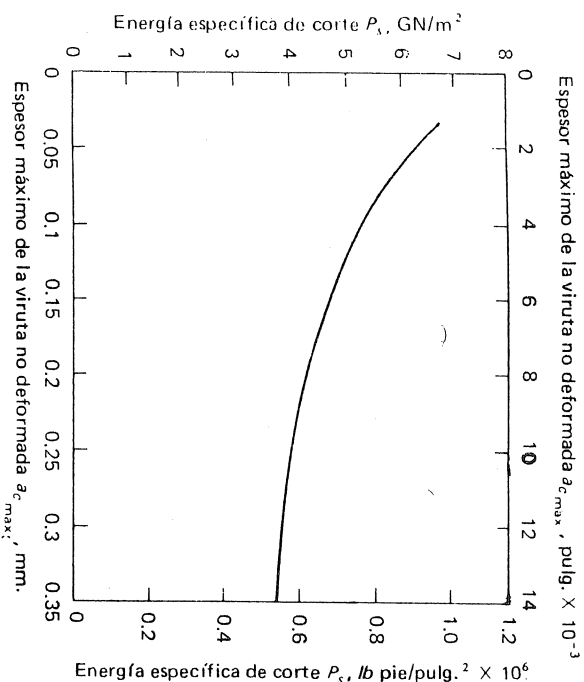


FIG. 2.12 Efecto del espesor máximo de la viruta no deformada $a_{c_{max}}$ sobre la energía específica de corte P_s en una operación de fresado periférico. Material, acero: 57 ton/pulg.².

a_c , desde luego, la fuerza que actúa sobre el filo es proporcionalmente grande y no puede despreciarse.

A causa de la magnitud de los esfuerzos que actúan cerca del filo de la herramienta, el material de la misma puede deformarse en esta región. Esta deformación podría ocasionar contacto entre la herramienta y la superficie generada en la pieza sobre un área pequeña del flanco. Desde luego, cuando se usan herramientas de corte agudas, una fuerza de fricción puede actuar en la región del flanco. Esta fuerza, de nuevo, es una parte pequeña de la fuerza de corte para avances grandes.

La fuerza que actúa sobre el filo de la herramienta no contribuye a la remoción de la viruta como tampoco lo hace la fuerza que actúa sobre el flanco; estas fuerzas se denominarán colectivamente "fuerza de penetración" F_p .

La fuerza de penetración es causa de algunos efectos importantes y mediante ella es posible explicar el llamado "efecto de tamaño". Este término se refiere al aumento de la energía específica de corte (la energía requerida para remover un volumen unitario de metal) a valores bajos del espesor de la viruta no deformada. Por ejemplo, en la fig. 2.12 la energía específica media de corte se grafica contra el espesor de la viruta no deformada para una operación de fresado periférico. Para valores relativamente pequeños del espesor de la viruta, el valor de la energía específica de corte P_s aumenta rápidamente con una disminución del espesor de la viruta. Se cree que la fuerza de penetración F_p es constante y desde luego

su contribución a la fuerza total de corte aumentará en la medida en que el espesor de la viruta disminuya. Cuando la fuerza total de corte se divide por el área de la sección de la viruta no deformada para obtener P_s , la parte de P_s que contribuye a la remoción de la viruta se mantendrá constante, y la parte que corresponde al efecto de la fuerza de penetración aumentará cuando el espesor de la viruta disminuya. El aumento en la energía específica de corte P_s , cuando el espesor de la viruta disminuye, explica la razón por la cual, (como se muestra en la fig. 1.50) en procesos como el rectificado que producen virutas muy delgadas se requiere una gran potencia para remover un volumen dado de metal.

2.7 RESISTENCIA MEDIA APARENTE A LA CIZALLADURA DEL MATERIAL DE LA PIEZA

La figura 2.13 muestra un modelo idealizado de la formación de viruta continua empleado en la mayor parte del trabajo previo realizado sobre la mecánica del proceso de corte. Dos de los primeros investigadores que emplearon este modelo fueron Ernst y Merchant,⁹ quienes sugirieron que la zona de cizalladura, o zona de deformación primaria, podría representarse razonablemente por un plano, llamado el *plano de cizalladura*. El ángulo de inclinación del plano de cizalladura con respecto a la dirección de corte, se denomina *ángulo de cizalladura* ϕ , y se determina como aparece en las Ecs. 2.3 a 2.5.

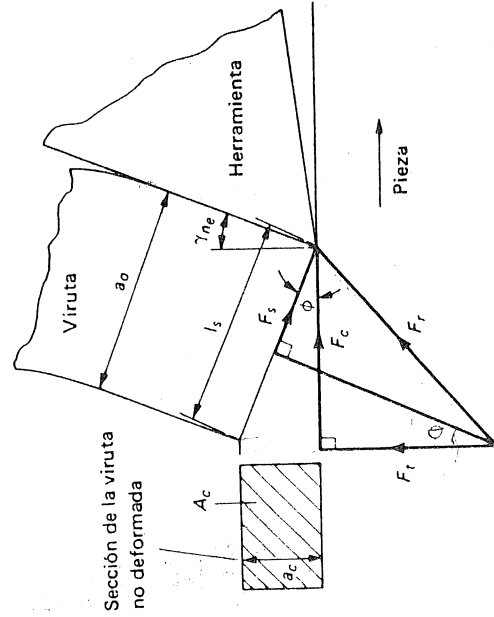


FIG. 2.13 Modelo de formación de viruta continua, donde F_r = fuerza resultante sobre la herramienta, F_c = fuerza de corte, F_t = fuerza de empuje, F_s = fuerza de cizalladura, que actúa sobre el plano de cizalladura, ϕ = ángulo de cizalladura, γ_{ne} = ángulo de inclinación normal efectivo, a_c = espesor de la viruta no deformada, a_o = espesor de la viruta, A_c = sección de la viruta sin cortar, y l_s = longitud del plano de cizalladura.

De la fig. 2.13, la longitud del plano de cizalladura está dada por:

$$l_s = \frac{a_c}{\sin \phi} = \frac{a_o}{\cos (\phi - \gamma_{ne})} \quad (2.3)$$

Por lo tanto

$$\frac{a_c}{a_o} \cos (\phi - \gamma_{ne}) = \sin \phi$$

y después de algunas manipulaciones algebraicas,

$$\tan \phi = \frac{(a_c/a_o) \cos \gamma_{ne}}{1 - (a_c/a_o) \sin \gamma_{ne}} \quad (2.4)$$

La razón a_c/a_o es conocida como la *razón de corte* y se denota por r_c .

Luego,

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma_{ne}}{1 - r_c \sin \gamma_{ne}} \quad (2.5)$$

en donde ϕ = ángulo de cizalladura

r_c = módulo de corte (dada por a_c/a_o)

a_c = espesor de la viruta no deformada

a_o = espesor de la viruta

γ_{ne} = ángulo de inclinación normal efectiva (ángulo de desprendimiento efectivo)

En trabajo experimental, el ángulo de inclinación normal efectivo y el espesor de la viruta no deformada se conocen, y el espesor de la viruta puede determinarse bien sea directamente usando un micrómetro de extremos redondos o a partir del peso de un pedazo de viruta de longitud conocida en la forma siguiente:

$$a_o = \frac{m_c}{l_c a_w \rho} \quad (2.6)$$

en donde m_c = masa de la muestra de viruta

l_c = longitud del espécimen de viruta

a_w = ancho de la viruta

ρ = densidad del material de la pieza

Si la fuerza resultante sobre la herramienta se proyecta sobre una dirección paralela al plano de cizalladura, se obtiene la fuerza F_s requerida para cizallar el material de la pieza y formar la viruta. Como se muestra en la fig. 2.13, esta fuerza puede expresarse en términos de las componentes de corte (F_c) y de empuje (F_t) de la fuerza resultante sobre la herramienta:

$$F_s = (F_c \cos \phi) - (F_t \sin \phi) \quad (2.7)$$

El área de cizalladura está dada por:

$$A_s = \frac{A_c}{\sin \phi} \quad (2.8)$$

y así la resistencia aparente a la cizalladura del material τ_s en el plano de cizalladura es:

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s} = \frac{[(F_c \cos \phi) - (F_t \sin \phi)] \sin \phi}{A_c} \quad (2.9)$$

Trabajos experimentales¹⁰ han demostrado que τ_s , calculado en esta forma, permanece constante para un material de trabajo dado sobre una amplia variedad de condiciones de corte. Se ha observado, desde luego, que para avances pequeños τ_s aumenta con una disminución del avance (o espesor de la viruta no deformada). Esta excepción en el carácter constante de τ_s puede explicarse por la existencia de una fuerza de penetración F_p constante. Si F_p se resta de la fuerza de corte resultante F_r , entonces se obtiene F'_r , la fuerza requerida para remover la viruta y que actúa sobre la cara de la herramienta (ver fig. 2.11):

$$F'_r = F_r - F_p \quad (2.10)$$

Se ha demostrado¹² que si se utilizan las componentes de F'_r para calcular la resistencia aparente a la cizalladura del material de trabajo, esta resistencia permanece constante con respecto a cambios en el avance. Así,

$$\tau'_s = \frac{[(F'_c \cos \phi) - (F'_t \sin \phi)] \sin \phi}{A_c} \quad (2.11)$$

en donde F'_c = componente de corte F'_r ,
 F'_t = componente de empuje de F'_r ,
 τ'_s = propiedad constante del material de trabajo

Estudios sobre la deformación de metales, para deformaciones unitarias elevadas por unidad de tiempo, han demostrado que el material se deforma a esfuerzo constante cuando la velocidad de deformación es lo suficientemente grande. En el corte de metales, se cree que las deformaciones unitarias por unidad de tiempo son del orden de 10^3 a 10^5 s^{-1} , y bajo estas condiciones se espera que la resistencia a la cizalladura del metal sea constante e independiente de la deformación unitaria por unidad de tiempo, de la deformación unitaria, y de la temperatura. Se sugiere que estas características de la resistencia a la cizalladura explican por qué en el corte de metales el valor de τ'_s , la resistencia media a la cizalladura del material de trabajo o de la pieza, es constante e independiente de la velocidad

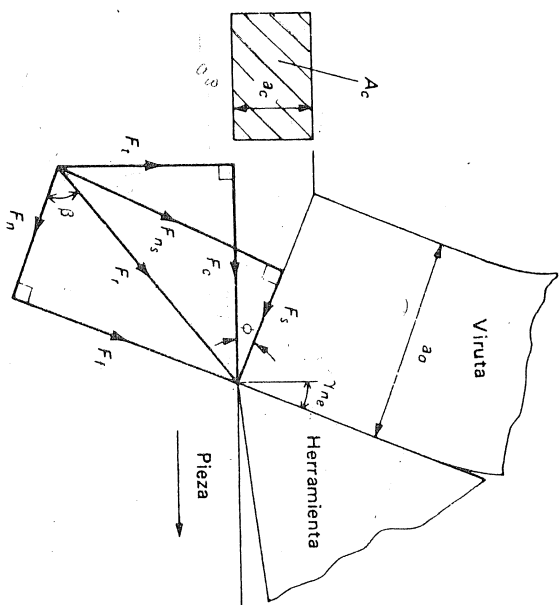


Fig. 2.14 Diagrama de fuerzas para el corte ortogonal, donde F_r = fuerza resultante sobre la herramienta, F_c = fuerza de corte, F_t = fuerza de empuje, F_s = fuerza de cizalladura sobre el plano de cizalladura, F_{ns} = fuerza normal sobre la cara de la herramienta, F_{ti} = fuerza normal sobre la cara de la herramienta, F_{ti} = fuerza de fricción sobre la cara de la herramienta, ϕ = ángulo de cizalladura, γ = ángulo de inclinación efectivo, β = ángulo medio de fricción sobre la cara de la herramienta, A_c = área de la sección de la viruta sin cortar, a_c = espesor de la viruta no deformada, y a_0 = espesor de la viruta.

de corte y del ángulo de inclinación normal, en el rango en el cual se encuentran por lo común estos parámetros en el corte de metales.

2.8 ESPESOR DE LA VIRUTA

En el corte de metales el espesor de la viruta a_0 no solamente está dado por la geometría de la herramienta y el espesor de la viruta no deformada, sino también como se verá, puede ser afectado por las condiciones de fricción existentes en la zona de contacto entre la viruta y la herramienta. Por esta causa el proceso de corte de metales es fundamentalmente diferente de otros procesos de deformación, en los cuales la forma final del material está determinada por la forma o posición de la herramienta utilizada. En el corte de metales, antes de hacer predicciones acerca de las fuerzas de corte debe determinarse el espesor de la viruta a_0 para que la geometría del proceso sea conocida.

Se ha demostrado (ec. [2.5]) que el ángulo de cizalladura ϕ permite calcular a_0 para unas condiciones de corte dadas. Experimentalmente, ϕ , y desde luego el mó-

dulo de corte τ_c , dependen de los materiales de trabajo (de la pieza) y de la herramienta y de las condiciones de corte. Se han hecho varios intentos para establecer un modelo teórico que prediga el valor del ángulo de cizalladura ϕ . Dos de estas teorías se presentan a continuación.

2.8.1 Teoría de Ernst y Merchant

Aunque Piispanen trató de resolver este problema en 1937, el primer análisis completo fue presentado por Ernst y Merchant⁹ y se denomina "solución del ángulo de cizalladura". En su análisis se supone que la viruta se comporta como un cuerpo rígido que se mantiene en equilibrio por la acción de las fuerzas que se transmiten a través de la zona de contacto entre la viruta y la herramienta y a través del plano de cizalladura.

Por conveniencia, en la fig. 2.14 se ilustra la fuerza resultante sobre la herramienta F_r que actúa en el filo de la herramienta y se descompone en las componentes F_n normal a la cara de la herramienta y F_t paralela a la misma, y en las componentes F_{ns} normal al plano de cizalladura y F_s paralela a dicho plano. También están indicadas las componentes de corte (F_c) y de empuje (F_t) de la fuerza resultante sobre la herramienta.

Se supone que la totalidad de la fuerza resultante sobre la herramienta se transmite a través de la zona de contacto entre la viruta y la herramienta y que no actúa fuerza alguna en el filo o en el flanco (es decir, se supone que la fuerza de penetración F_p es cero).

La base de la teoría de Ernst y Merchant fue la suposición de que el ángulo de cizalladura ϕ toma un valor tal que minimiza el trabajo requerido en el corte. Dado que para unas condiciones de corte especificadas, el trabajo realizado es proporcional a F_c , es necesario desarrollar una expresión para F_c en términos de ϕ y obtener entonces el valor de ϕ para el cual F_c es mínima.

De la fig. 2.14

$$F_s = F_r \cos (\phi + \beta - \gamma_{ne}) \quad (2.12)$$

y

$$F_s = \tau_s A_s = \frac{\tau_s A_c}{\sin \phi} \quad (2.13)$$

donde τ_s = resistencia a la cizalladura del material de trabajo en el plano de cizalladura.

A_s = área del plano de cizalladura

A_c = área de la viruta sin cortar

β = ángulo medio de fricción entre la viruta y la herramienta (dado por $\arctan (F_t/F_n)$)

γ_{ne} = ángulo de inclinación efectivo

Según las ecuaciones (2.12) y (2.13)

$$F_r = \frac{\tau_s A_c}{\sin \phi \cos (\phi + \beta - \gamma_{ne})} \quad (2.14)$$

Aplicando la geometría,

$$F_c \cong F_r \cos (\beta - \gamma_{ne}) \quad (2.15)$$

Luego, según las ecuaciones (2.14) y (2.15)

$$F_c = \frac{\tau_s A_c}{\sin \phi} \frac{\cos (\beta - \gamma_{ne})}{\cos (\phi + \beta - \gamma_{ne})} \quad (2.16)$$

La ecuación (2.16) puede ser diferenciada con respecto a ϕ e igualada a cero para hallar el valor de ϕ para el cual F_c es mínima. El valor requerido está dado por:

$$2\phi + \beta - \gamma_{ne} = \frac{\pi}{2} \quad (2.17)$$

Merchant¹³ encontró que existía una buena correspondencia entre los resultados predichos por esta teoría y los resultados experimentales en el corte de plásticos sintéticos, pero que la correspondencia era bastante pobre para acero mecanizado con herramientas de carburo sinterizado.

Debe anotarse que, en la diferenciación de la ecuación (2.16) con respecto a ϕ , se supuso que A_c , γ_{ne} , y τ_s eran independientes de ϕ . Reconsiderando estas suposiciones, Merchant decidió incluir en una nueva teoría la relación siguiente:

$$\tau_s = \tau_{s_0} + k\sigma_s \quad (2.18)$$

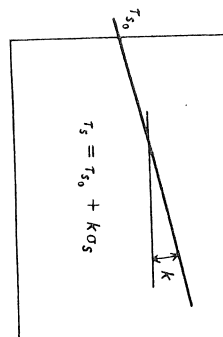
la cual indica que la resistencia a la cizalladura del material aumenta linealmente con un aumento en el esfuerzo normal, σ_s , que actúa sobre el plano de cizalladura (fig. 2.15). Para un esfuerzo normal igual a cero, τ_s es igual a τ_{s_0} . Esta suposición concuerda con el trabajo de Bridgman¹⁴, en el cual, con base en experimentos realizados con metales policristalinos, se demuestra que la resistencia a la cizalladura es dependiente del esfuerzo normal que actúa sobre el plano de cizalladura.

Ahora, de la fig. 2.14

$$F_{ns} = F_r \sin (\phi + \beta - \gamma_{ne}) \quad (2.19)$$

$$F_{ns} = \sigma_s A_s = \frac{\sigma_s A_c}{\sin \phi} \quad (2.20)$$

Tomando las ecuaciones (2.19) y (2.10)

Esfuerzo de cizalladura τ_s Fig. 2.15 Dependencia de τ_s vs σ_s supuesta en la segunda teoría de Merchant.

Esfuerzo normal que actúa sobre el plano de cizalladura σ_s .

$$\sigma_s = \frac{\sin \phi}{A_c} F_r \sin (\phi + \beta - \gamma_{ne}) \quad (2.21)$$

Combinando las ecuaciones (2.14) y (2.21)

$$\tau_s = \sigma_s \cot (\phi + \beta - \gamma_{ne}) \quad (2.22)$$

y tomando las ecuaciones (2.18) y (2.22)

$$\tau_s = \frac{1 - k \tan (\phi + \beta - \gamma_{ne})}{\tau_{s0}} \quad (2.23)$$

Esta ecuación muestra cómo el valor de τ_s puede ser afectado por cambios en el valor de ϕ . Sustituyéndola en la ecuación (2.16) se obtiene una nueva ecuación para F_c en términos de ϕ :

$$F_c = \frac{\tau_{s0} A_c \cos (\beta - \gamma_{ne})}{\sin \phi \cos (\phi + \beta - \gamma_{ne}) [1 - k \tan (\phi + \beta - \gamma_{ne})]} \quad (2.24)$$

Se supone ahora que k y τ_{s0} son constantes para el material de trabajo y que A_c y γ_{ne} son constantes para la operación de corte. La ecuación (2.24) puede ser diferenciada para obtener un nuevo valor de ϕ . La expresión resultante es

$$2\phi + \beta - \gamma_{ne} = C \quad (2.25)$$

en donde C está dada por $\arccot(k)$ y es una constante para el material de trabajo. (Como se mencionó anteriormente, desde luego, trabajos experimentales más recientes indican que τ_s permanece constante para un material dado sobre un amplio rango de condiciones de corte, lo que implica que k sea igual a cero.)

2.8.2 Teoría de Lee y Shaffer

La teoría de Lee y Shaffer¹⁵ fue el resultado de un intento de aplicar la teoría de la plasticidad al problema del corte ortogonal de metales. En el tratamiento de problemas que requieren la aplicación de la teoría de la plasticidad, es necesario hacer las suposiciones siguientes con respecto al comportamiento del material sometido a esfuerzos:

1. El material es rígido plástico, lo cual quiere decir que las deformaciones unitarias elásticas son despreciables durante la deformación y que una vez que se excede el punto de fluencia, la deformación tiene lugar a esfuerzo constante. La curva esfuerzo-deformación, para un material rígido plástico se ilustra en la fig. 2.16, en donde puede apreciarse que el material no se endurece.
2. El comportamiento del material es independiente de la deformación por unidad de tiempo.
3. Se desprecian los efectos ocasionados por aumento en la temperatura.
4. Se desprecian los efectos de inercia resultantes de la aceleración del material durante la deformación.

Estas suposiciones han conducido a soluciones útiles para muchos problemas en plasticidad. Ellas se aproximan bastante al comportamiento real del material de trabajo durante el corte de metales a causa de los valores elevados para los esfuerzos y deformaciones unitarias por unidad de tiempo que ocurren en el proceso de corte. Se sabe que el endurecimiento por unidad de tiempo de muchos metales disminuye rápidamente con un aumento en la deformación unitaria y que el efecto de un valor elevado de la deformación unitaria por unidad de tiempo es aumentar la resistencia a la fluencia del metal con respecto a su resistencia última. También, con las grandes deformaciones presentes, la deformación elástica corresponde a una proporción despreciable de la deformación total. Por consiguiente, la curva esfuerzo-deformación del material de trabajo debe corresponder aproximadamente al caso ideal mostrado en la fig. 2.16.

En la solución de un problema en plasticidad es necesario construir el campo de líneas de deslizamiento; este campo está compuesto por dos familias de líneas ortogonales (llamadas *líneas de deslizamiento*) que indican, en cada punto

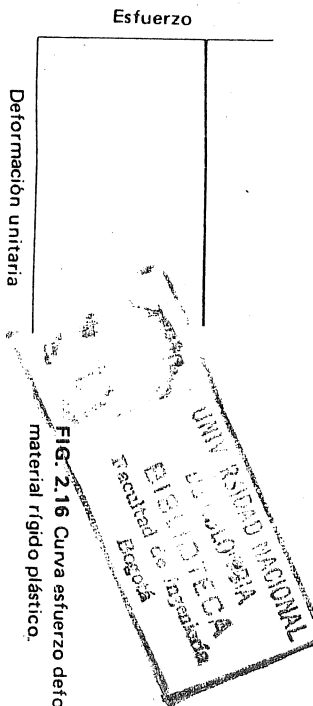


FIG. 2.16 Curva esfuerzo-deformación para un material rígido plástico.

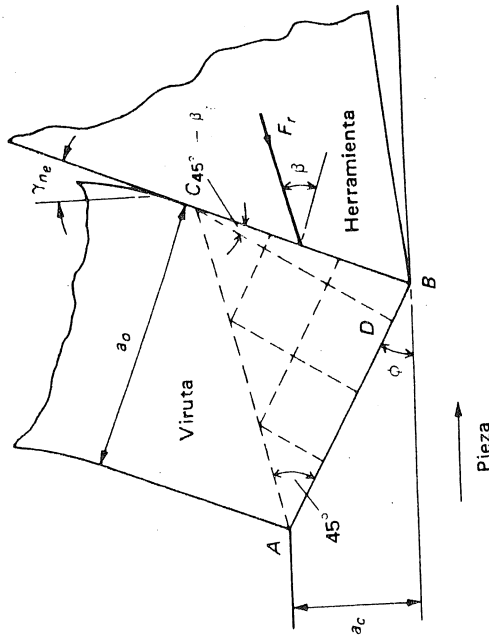


Fig. 2.17 Campo de líneas de deslizamiento de Lee y Shaffer para el corte ortogonal, donde F_r = fuerza resultante de la herramienta, ϕ = ángulo de cizalladura, γ_{ne} = ángulo de inclinación efectivo, β = ángulo medio de fricción en la cara de la herramienta, a_c = espesor de la viruta no deformada, a_0 = espesor de la viruta.

de la zona plástica, las dos direcciones ortogonales del esfuerzo máximo de cizalladura.

El campo de líneas de deslizamiento propuesto por Lee y Shaffer para el corte ortogonal de viruta continua se ilustra en la fig. 2.17. Se puede apreciar que Lee y Shaffer emplearon el modelo de corte del plano de cizalladura, en donde toda la deformación tiene lugar en un plano que se extiende desde el filo de la herramienta hasta el punto de intersección de las superficies libres de la viruta y de la pieza. Se considera, desde luego, la forma en la cual las fuerzas de corte aplicadas por la herramienta se transmiten a través de la viruta al plano de cizalladura. Esta transmisión de fuerzas resulta en una zona plástica triangular ABC, en donde no ocurre deformación alguna pero el material está sometido al esfuerzo cortante máximo en toda la zona τ_s (el esfuerzo cortante que actúa sobre el plano de cizalladura) y las dos direcciones de este esfuerzo cortante máximo están indicadas por las dos familias de líneas rectas ortogonales (líneas de deslizamiento).

Al considerar los límites de esta zona triangular, se concluye que el plano de cizalladura AB debe indicar la dirección de una familia de líneas de deslizamiento porque sobre él actúa el esfuerzo cortante máximo. Además, como no actúan fuerzas sobre la viruta después que ella ha pasado el límite AC, no se pueden transmitir esfuerzos a través de dicho límite. Por lo tanto, AC puede considerarse como una superficie libre, y las direcciones de esfuerzos cortante máximo siempre intersecan una superficie libre formando un ángulo de 45°. Finalmente, suponiendo que los esfuerzos que actúan en la zona de contacto entre la viruta

ta y la herramienta se distribuyen uniformemente (una suposición irrazonable, como se verá más adelante), los esfuerzos principales en el límite BC intersecarán dicho límite formando ángulos β ($\gamma + \beta + \frac{\pi}{2}$) (en donde β está dado por $\arctan(F_r/F_n)$) y es el ángulo medio de fricción entre la viruta y la herramienta). Las direcciones del esfuerzo cortante máximo están a 45° de las direcciones de los esfuerzos principales, y por consiguiente el ángulo BCD está dado por $(\pi/4) - \beta$.

De la fig. 2.17 se concluye que:

$$\phi + \frac{\pi}{4} + \beta - \gamma_{ne} = \frac{\pi}{2}$$

Luego

$$\phi + \beta - \gamma_{ne} = \frac{\pi}{4} \quad (2.26)$$

que es la solución requerida para el ángulo de cizalladura.

Lee y Shaffer comprendieron que la ecuación (2.26) no puede utilizarse cuando β sea 45° y γ_{ne} cero porque con dichos valores, ϕ sería cero. Ellos consideraron, desde luego, que tales condiciones de fricción elevada y ángulo de inclinación (ángulo de desprendimiento) bajo son justamente aquellas que conducen en la práctica a la formación del filo recedido. Para probar esto, se presentó una segunda solución para la nueva geometría cuando existe un filo recedido sobre la cara de la herramienta¹⁵.

2.8.3 Evidencia experimental

Las teorías esbozadas anteriormente fueron comparadas con los resultados de experimentos realizados independientemente¹⁶. La fig. 2.18 muestra la forma más conveniente de realizar tales comparaciones; es decir, el ángulo de cizalladura se grafica contra $\beta - \gamma_{ne}$. En este tipo de gráfico, las relaciones de las teorías de Ernst y Merchant y de Lee y Shaffer son líneas rectas. Puede apreciarse que ninguna de estas teorías se aproxima cuantitativamente a alguna de las relaciones experimentales obtenidas para los materiales ensayados. Desde luego, si estas teorías se comparan cualitativamente con los resultados experimentales, tanto los resultados teóricos como los experimentales muestran que existe una relación lineal entre ϕ y $\beta - \gamma_{ne}$ y que una disminución en $\beta - \gamma_{ne}$ siempre conlleva un aumento en ϕ . Por lo tanto, para un ángulo de inclinación γ_{ne} dado, una disminución en β , el ángulo medio de fricción sobre la cara de la herramienta, resulta en un aumento en ϕ , el ángulo de cizalladura, con una disminución correspondiente en el área de cizalladura. Como la resistencia media a la cizalladura del material de trabajo en la zona de cizalladura permanece constante, la fuerza requerida para formar la viruta disminuye. Un aumento en el ángulo de inclinación γ_{ne} siempre da como resultado un aumento en el ángulo de cizalladura y desde luego en una reducción de las fuerzas de corte. Este aumento en el án-

gulo de cizalladura, desde luego, es acompañado usualmente por un aumento pequeño en el ángulo de fricción β , un efecto que será discutido más adelante.

La comparación en la fig. 2.18 muestra que una relación única del tipo predicho por las teorías de Ernst y Merchant y de Lee y Shaffer no podría estar en concordancia con todos los resultados experimentales. Aún la teoría modificada de Merchant, en la cual se supone que el esfuerzo cortante que actúa sobre el plano de cizalladura es linealmente dependiente del esfuerzo normal, no podría concordar con todos los resultados. La teoría modificada de Merchant condujo a la relación.

$$2\phi + \beta - \gamma_{ne} = C \quad (2.27)$$

en donde C es una constante que depende del material de trabajo. Al substituir varios valores de C en la ecuación (2.27) se obtendrían una serie de líneas paralelas sobre el gráfico de la fig. 2.18. Claramente las líneas experimentales no son paralelas y la ecuación (2.27) no puede representarlas.

No es difícil encontrar razones que expliquen la causa por la cual las teorías de Ernst y Merchant y de Lee y Shaffer no concuerdan con los resultados experimentales. La suposición de que la herramienta es perfectamente aguda (es decir, la fuerza de penetración F_p es despreciable) podría ser una aproximación bastante regular para las condiciones reales, particularmente para valores pequeños del espesor de la viruta no deformada. Más aún, el trabajo reciente ha demostrado que la zona de deformación primaria no puede considerarse como un plano de cizalladura para una

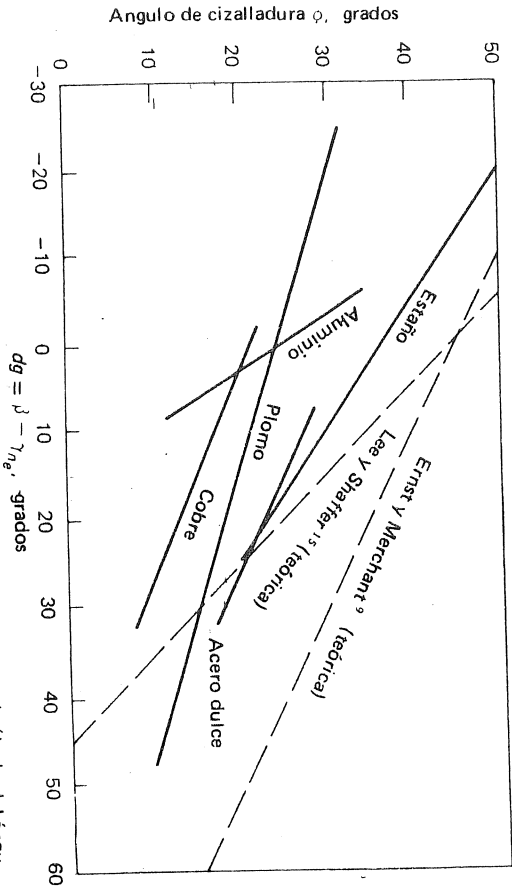


FIG. 2.18 Comparación de las relaciones teóricas y experimentales para el cálculo del ángulo de cizalladura en el corte ortogonal de metales, donde ϕ = ángulo de cizalladura, β = ángulo medio de fricción sobre la cara de la herramienta y γ_{ne} = ángulo de inclinación efectivo (ángulo de desprendimiento efectivo). (Según Pugh¹⁶.)

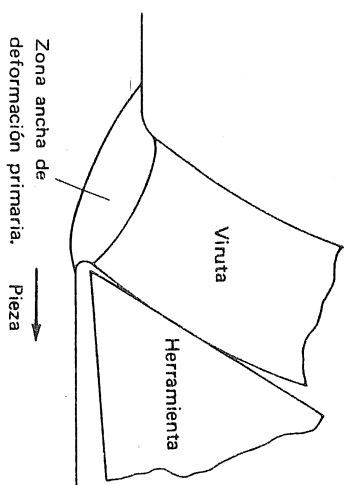


FIG. 2.19 Modelo de un proceso ortogonal de corte. (Según Palmer y Oxley¹⁷.)

amplia variedad de condiciones de corte. Por ejemplo, Palmer y Oxley, usando cinematografía para observar el flujo de granos en una pieza de acero durante el corte a velocidad baja, hallaron que la zona de deformación primaria tenía la forma mostrada en la fig. 2.19. Nakayama¹⁸ mostró que esta zona de deformación tenía proporciones constantes para velocidades de corte tan elevadas como 2.5m/s. En los experimentos de Nakayama la superficie lateral de la muestra se recubrió con negro de humo, y sobre esta superficie se trazaron una serie de líneas paralelas a la dirección de corte. Durante el corte, estas líneas formaron las líneas de flujo estables del material y se fotografiaron. Fue posible entonces localizar los límites de la zona de deformación primaria.

Las teorías del ángulo de cizalladura de Ernst y Merchant y de Lee y Shaffer y los resultados experimentales indican en la fig. 2.18 que la fricción en la cara de la herramienta es un factor muy importante en el corte de metales. Virtualmente todas las teorías producidas hasta la fecha han considerado como hipótesis simplificada que el comportamiento de la fricción entre la viruta y la herramienta puede representarse por el valor del coeficiente medio de fricción en la cara de la herramienta. Por lo tanto, es importante considerar en detalle la naturaleza de las condiciones de la fricción existente entre la viruta y la herramienta durante el corte de metales.

2.9 FRICCIÓN EN EL CORTE DE METALES

A partir de la discusión anterior resulta evidente que, por un mecanismo no completamente entendido, la fricción sobre la cara de la herramienta afecta la geometría del proceso de corte. Antes de considerar las condiciones de la fricción en el corte de metales, es conveniente discutir acerca de la naturaleza de la fricción entre dos superficies deslizantes secas.

Las leyes de la fricción formuladas por Amontons en 1699¹⁹ establecen que la fricción es independiente del área aparente de contacto y es proporcional a la carga normal entre las superficies. En 1875, Coulomb²⁰ verificó estas leyes e hizo

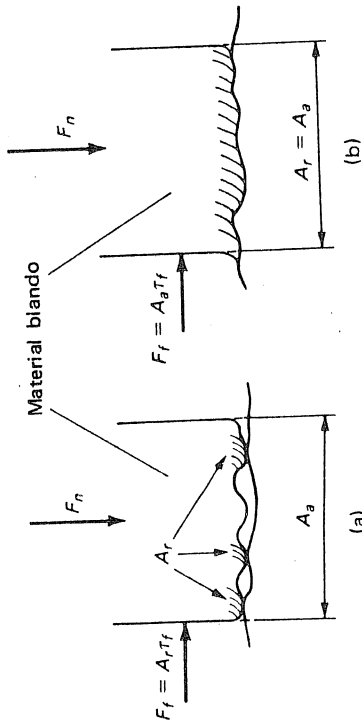


FIG. 2.20 Comportamiento sugerido de la fricción para un material deslizando "blando", donde F_f = fuerza de fricción, F_n = fuerza normal, A_r = área real de contacto, A_a = área aparente de contacto, y τ_f resistencia a la cizalladura del material más blando. (a) Fricción deslizando; (b) fricción adhesiva o pegajosa.

una observación adicional: el coeficiente de fricción es substancialmente independiente de la velocidad de deslizamiento. El trabajo de Bowden y Tabor²¹ ha contribuido bastante a la explicación de estas leyes empíricas.

Un examen microscópico revela que aún para las superficies metálicas "planas" más cuidadosamente preparadas, estas consisten en numerosas colinas y valles. Cuando dos superficies se ponen en contacto, éste se establece entre las cimas de algunas irregularidades en cada superficie (fig. 2.20 [a]). Si se aplica una carga normal, las puntas de las asperezas en contacto fluyen, y el área real de contacto A_r aumenta hasta que es capaz de soportar la carga aplicada. Para la vasta mayoría de las aplicaciones de ingeniería el área real de contacto es solamente una pequeña fricción del área aparente de contacto y está dada por

$$A_r = \frac{F_n}{\sigma_y} \quad (2.28)$$

en donde F_n es la fuerza normal, y σ_y es la resistencia a la fluencia del material más blando.

La adhesión resultante del contacto metálico íntimo de éstas asperezas ha sido denominada *soldadura*, y cuando ocurre el deslizamiento se requiere una fuerza para cizallar continuamente las asperezas soldadas. Por lo tanto, la fuerza total de fricción está dada por

$$F_f = \tau_f A_r \quad (2.29)$$

en donde τ_f es la resistencia a la cizalladura del metal más blando.

Luego, de las ecuaciones (2.28) y (2.29) se obtiene que el coeficiente de fricción está dado por:

$$\mu = \frac{F_f}{F_n} = \frac{\tau_f}{\sigma_y} \quad (2.30)$$

La ecuación (2.30) establece que el coeficiente de fricción es independiente del área aparente de contacto, y como la razón τ_f/σ_y se supone constante para un material dado, la fuerza de fricción es proporcional a la carga normal (esto quiere decir que μ es constante). Estos resultados son consistentes con las leyes de la fricción de deslizamiento en seco.

Durante el corte de metales, se ha observado generalmente que el coeficiente medio de fricción entre la viruta y la herramienta puede variar considerablemente y lo afectan cambios en la velocidad de corte, ángulo de inclinación, etc. Esta variación del coeficiente medio de fricción es consecuencia de las presiones normales muy elevadas que existen en la zona de contacto entre la viruta y la herramienta. Por ejemplo, cuando se mecaniza acero, estas presiones normales pueden ser tan altas como, 3.5 GN/m² y pueden ocasionar que el área real de contacto se aproxime, o se vuelva igual al área aparente de contacto sobre la región de contacto viruta-herramienta (es decir, A_r/A_a es igual a la unidad). En consecuencia, en estas circunstancias A_r alcanza su valor máximo y es constante. La fuerza de fricción F_f se puede calcular aún mediante la ecuación (2.29) pero ahora es

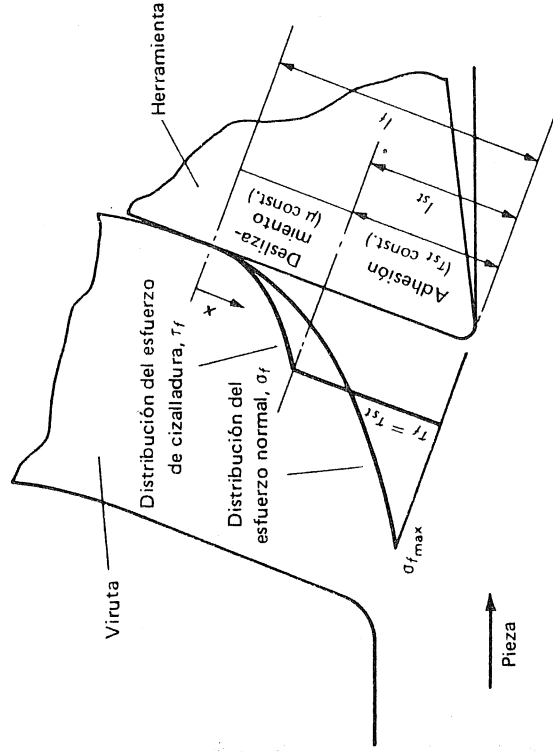


FIG. 2.21 Modelo de la fricción entre la viruta y la herramienta en el corte ortogonal, donde $\sigma_{f_{max}}$ = esfuerzo normal máximo, σ_f = esfuerzo normal, τ_f = esfuerzo de cizalladura, τ_{sr} = resistencia a la cizalladura del material de la viruta en la región de adhesión, l_f = longitud de contacto entre la viruta y la herramienta, y l_{sr} = longitud de la región de contacto adhesivo. (Según Zorev²²).

independiente de la fuerza normal F_n , y las leyes ordinarias de la fricción no se satisfacen. Bajo estas condiciones el cizallamiento no ocurre entre las asperezas superficiales sino dentro del material más blando (fig. 2.20 [b]).

El comportamiento de la fricción entre la viruta y la herramienta ha conducido²² al modelo para corte ortogonal con viruta continua y sin recrecimiento del filo mostrado en la fig. 2.21. Los esfuerzos normales entre la viruta y la herramienta son lo suficientemente grandes para ocasionar que la razón A_f/A_g se aproxime a la unidad en la región de longitud l_{st} , adyacente al filo de la herramienta, denominada *región de adhesión*. En la región de longitud $l_f - l_{st}$ que se extiende desde el extremo final de la región de adhesión hasta el punto en donde la viruta deja de estar en contacto con la herramienta, la razón A_f/A_g es menor que la unidad, y desde luego el coeficiente de fricción es constante; esta región se denomina *región de deslizamiento*.

En un trabajo previo¹², se evidenció la forma de adhesión mediante el examen de la superficie de la viruta en contacto con la herramienta de muestras para las cuales la acción de corte se había detenido súbitamente. Se observó que, en una región adyacente al filo de la herramienta, las huellas del afilado en la cara de la herramienta estaban estampadas en la superficie de la viruta, indicando que no había ocurrido movimiento relativo entre la viruta y la herramienta y que las áreas de contacto real y aparente eran iguales en esta región.

En las condiciones de fricción adhesiva, el ángulo medio de fricción β en la cara de la herramienta, dependerá de la forma de la distribución del esfuerzo normal, de la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta l_f de la resistencia media a la cizalladura del material de la viruta en la región de adhesión, y del coeficiente de fricción en la región de deslizamiento. Claramente un valor único del ángulo medio de fricción es insuficiente para describir completamente las condiciones de fricción en la cara de la herramienta.

El modelo de distribución de esfuerzos sobre la cara de la herramienta ilustrado en la fig. 2.21 fue presentado por Zorev²², quien supuso que la distribución del esfuerzo normal en la cara de la herramienta podría representarse mediante la expresión

$$\sigma_f = qX^Y \quad (2.31)$$

en donde X es la distancia a lo largo de la cara de la herramienta medida a partir del punto en el cual se separa la viruta y en donde q y Y son constantes.

El esfuerzo normal máximo $\sigma_{f_{\max}}$ = ocurre cuando X es igual l_f , y desde luego

$$\sigma_{f_{\max}} = q/l_f^Y$$

$$q = \sigma_{f_{\max}} l_f^Y \quad (2.32)$$

Substituyendo q en la ecuación (2.31) se obtiene

$$\sigma_f = \sigma_{f_{\max}} \left(\frac{X}{l_f} \right)^Y \quad (2.33)$$

En la región de deslizamiento, desde $X = 0$ hasta $X = l_f - l_{st}$ el coeficiente de fricción μ es constante, y por lo tanto la distribución del esfuerzo de cizalladura está dada por

$$\tau_f = \sigma_f \mu = \mu \sigma_{f_{\max}} \left(\frac{X}{l_f} \right)^Y \quad (2.34)$$

En la región de adhesión, el esfuerzo de cizalladura adquiere su valor máximo, τ_{st} , y por consiguiente, desde $X = l_f - l_{st}$ hasta $X = l_f$

$$\tau_f = \tau_{st} \quad (2.35)$$

Integrando la expresión (2.33) para hallar la fuerza normal F_n que actúa sobre la cara de la herramienta se obtiene

$$\begin{aligned} F_n &= a_w \int_0^{l_f} \sigma_{f_{\max}} \left(\frac{X}{l_f} \right)^Y dx \\ &= \frac{\sigma_{f_{\max}} a_w l_f}{1 + Y} \end{aligned} \quad (2.36)$$

en donde a_w es el ancho de la viruta (ancho del corte).

La fuerza de fricción en la cara de la herramienta está dada por

$$\begin{aligned} F_f &= a_w \left[\tau_{st} l_{st} + \int_0^{l_f - l_{st}} \mu \sigma_{f_{\max}} \left(\frac{X}{l_f} \right)^Y dx \right] \\ &= \tau_{st} a_w l_{st} + \frac{\mu \sigma_{f_{\max}} a_w (l_f - l_{st})^{1+Y}}{l_f^Y (1 + Y)} \end{aligned} \quad (2.37)$$

en el punto $X = l_f - l_{st}$ el esfuerzo normal σ_f está dado por τ_{st}/μ . Además, de la ecuación (2.33), éste está dado por

$$\sigma_{f_{\max}} \left(\frac{l_f - l_{st}}{l_f} \right)^Y$$

Luego,

$$\mu \sigma_{f_{\max}} \left(\frac{l_f - l_{st}}{l_f} \right)^y = \tau_{st} \quad (2.38)$$

Substituyendo la ecuación (2.38) en la ecuación (2.37) para simplificar la expresión para F_f ,

$$F_f = \tau_{st} a_w / l_{st} + \frac{\tau_{st} a_w (l_f - l_{st})}{1 + y} \quad (2.39)$$

El coeficiente medio de fricción en la cara de la herramienta se obtiene a partir de las ecuaciones (2.36) y (2.39):

$$\tan \beta = \frac{F_f}{F_n} = \frac{\tau_{st}}{\sigma_{f_{\max}}} \left(1 + y \frac{l_{st}}{l_f} \right) \quad (2.40)$$

De la expresión (2.36), el esfuerzo normal medio sobre la cara de la herramienta es:

$$\sigma_{f_{av}} = \frac{F_n}{a_w l_f} = \frac{\sigma_{f_{\max}}}{1 + y}$$

Luego

$$\sigma_{f_{\max}} = (1 + y) \sigma_{f_{av}} \quad (2.41)$$

Substituyendo $\sigma_{f_{\max}}$ en la ecuación (2.40) se obtiene

$$\beta = \arctan \left\{ \frac{\tau_{st}}{\sigma_{f_{av}}} \frac{[1 + y(l_{st}/l_f)]}{1 + y} \right\} \quad (2.42)$$

En el trabajo experimental se ha encontrado²² que el término

$$\frac{\tau_{st}}{1 + y(l_{st}/l_f)}$$

permanece sensiblemente constante sobre un amplio rango de condiciones de corte no lubricado, y desde luego la expresión para el ángulo medio de fricción adquiere la forma

$$\beta = \arctan \frac{K}{\sigma_{f_{av}}} \quad (2.43)$$

en donde K es una constante.

La ecuación (2.43) demuestra que el ángulo medio de fricción depende principalmente del valor del esfuerzo normal medio en la cara de la herramienta, y este resultado puede utilizarse para explicar el efecto de los cambios del ángulo de inclinación normal γ_{ne} sobre el ángulo medio de fricción β . A medida que γ_{ne} aumenta, la componente normal a la cara de la herramienta de la fuerza resultante sobre la herramienta disminuye, y desde luego el esfuerzo normal medio disminuye. De la ecuación (2.43) se concluye que un aumento en γ_{ne} produce un aumento en el ángulo medio de fricción β . Esta conclusión está de acuerdo con los resultados experimentales¹⁶, los cuales han demostrado que un aumento en γ_{ne} implica un aumento en β para una gran variedad de materiales.

REFERENCIAS

1. Finnie, I.: Review of the Metal Cutting Analyses of the Past Hundred Years, *Mech. Engrg.*, vol. 78, no. 8, pág. 715, agosto de 1956.
2. Coccuillhat, M.: Expériences sur la résistance utile produite dans le forage, *Ann. Trav. Publ. en Belgique*, vol. 10, pág. 199, 1851.
3. Hartig, E.: "Versuche über Leistung und Arbeitsverbrauch der Werkzeugmaschine," 1873.
4. Time, I.: "Soprotivlenie Metalov i Dereva Rezaniju" San Petersburgo, 1870.
5. Tresca, H.: Mémoire sur le rabotage des métaux, *Bull. Soc. d'Encouragement pour l'Industrie Nationale*, págs. 585 y 685, 1873.
6. Mallock, A.: The Action of Cutting Tools, *Proc. Roy. Soc.*, vol. 33, pág. 127, 1881-1882.
7. Reuleaux, F.: Über den Taylor Whiteschen Werkzeugstahl, in "Verein zur Beförderung des Gewerbefleißes in Preussen," *Sitzungsberichte*, vol. 79, pág. 179, 1900.
8. Taylor, F. W.: On the Art of Cutting Metals, *Trans. ASME*, vol. 28, pág. 31, 1906.
9. Ernst, H. y M. E. Merchant: Chip Formation, Friction and High Quality Machined Surfaces, en "Surface Treatment of Metals," American Society of Metals, Nueva York, vol. 29, pág. 299, 1941.
10. Wallace, P. W.: "An Investigation on the Friction Between Chip and Tool in Metal Cutting," tesis, Department of Mechanical Engineering, University of Salford, Inglaterra 1962.
11. Troups, R. M.: "An Analysis of the Natural Sharpness Radius of Cutting Tools," tesis magistral, Department of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, Atlanta, septiembre de 1961.
12. Wallace, P. W., and G. Boothroyd: Tool Forces and Tool-chip Friction in Orthogonal Machining, *J. Mech. Engrg. Sci.*, vol. 6, no. 1, pág. 74, 1964.
13. Merchant, M. E.: Mechanics of the Metal Cutting Process, *J. Appl. Phys.*, vol. 16, no. 5, pág. 267, y no. 6, pág. 318, 1945.
14. Bridgman, P. W.: *Phys. Rev.*, vol. 48, pág. 825, 1935; *Ibid.*, *Proc. Amer. Acad. Arts Sci.*, vol. 71, pág. 386, 1937; *Ibid.*, *J. Appl. Phys.*, vol. 8, no. 5, pág. 328, 1937; *Ibid.*, *J. Appl. Phys.*, vol. 14, no. 6, pág. 273, 1943; *Ibid.*, "The Physics of High Pressure," G. Bell & Sons, Ltd., Londres, 1949.
15. Lee, E. H., y B. W. Shaffer: The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining, *J. Appl. Mech.*, vol. 18, no. 4, pág. 405, 1951.
16. Pugh, H. D.: Mechanics of the Cutting Process, *Proc. IME Conf. Tech. Eng. Manufacture*, pág. 237, Londres, 1958.
17. Palmer, W. B., y P. L. B. Oxley: Mechanics of Orthogonal Machining, *Proc. IME*, vol. 173 pág. 623, 1959.
18. Nakayama, K.: Studies on the Mechanism of Metal-Cutting, *Bull. Fac. Engrg. Yokohama Nat. Univ. (Japón)* vol. 7, pág. 1, 1958.

19. Amontons: "Histoire de l'Académie Royale des Sciences avec les Mémoires de Mathématique et de Physique," 1699.
20. Coulomb, C. A.: Mémoires de Mathématique et de Physique de l'Académie Royale des Sciences, Paris, 1785.
21. Bowden, F. P., y D. Tabor: "Friction and Lubrication of Solids," Oxford University Press, Londres, 1954.
22. Zorev, N. N.: Interrelation between Shear Processes Occurring along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting, *Internat. Res. in Prod. Engrg.* 1963, pág. 42 Internat. Prod. Engrg. Res. Conf., Pittsburgh, Pa., 1963).

PROBLEMAS

1. En un ensayo de corte ortogonal en acero dulce se obtuvieron los resultados siguientes:

$$\begin{aligned} a_c &= 0.25 \text{ mm} & F_c &= 900 \text{ N} \\ a_o &= 0.75 \text{ mm} & F_t &= 450 \text{ N} \\ a_w &= 2.5 \text{ mm} \\ f_f &= 0.5 \text{ mm} & \gamma_{ne} &= 0 \end{aligned}$$

Calcule

- a. El ángulo medio de fricción en la cara de la herramienta β .
- b. La resistencia media a la cizalladura del material τ_s , en mega/Newtons por metro cuadrado (MN/m²).
- c. El esfuerzo medio de fricción en la cara de la herramienta τ_f , en mega newtons por metro cuadrado (MN/m²).
2. En un ensayo de corte ortogonal fueron observadas las condiciones siguientes:
 - Ancho de la viruta (ancho del corte) = 2.5 mm
 - Espesor de la viruta no deformada = 0.25 mm
 - Espesor de la viruta = 1.0 mm
 - Angulo de inclinación normal efectivo = -5°
 - Fuerza de corte = 900 N
 - Fuerza de empuje = 900 N

Calcule

- a. El ángulo de cizalladura
- b. La resistencia media a la cizalladura del material, en mega/newtons por metro cuadrado (MN/m²).
3. Muestre que en el corte de metales cuando el ángulo de inclinación normal efectivo es cero, la razón de la resistencia a la cizalladura del material de trabajo τ_s a la energía específica de corte es:

$$\frac{\tau_s}{P_s} = \frac{(1 - \mu_r)c}{1 + r_c^2}$$

- en donde μ es el coeficiente de fricción entre la viruta y la herramienta, y r_c es el módulo de corte.
4. Obtenga una expresión para la energía específica de corte P_s en términos del ángulo de cizalladura ϕ y de la resistencia media a la cizalladura del material de trabajo τ_s en el corte ortogonal. Suponga que la relación de Ernst y Merchant se puede usar, o sea

$$2\phi + \beta - \gamma_{ne} = \frac{\pi}{2}$$

5. En el corte ortogonal de un material, se encontró que la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta siempre es igual al espesor de la viruta a_o y que el esfuerzo medio de cizalladura en el área de contacto entre la viruta y la herramienta es igual al esfuerzo cortante medio en el plano de cizalladura. Muestre que para estas condiciones, el coeficiente medio de fricción en la cara de la herramienta μ debe ser igual o menor que $4/3$ y que cuando es igual a la unidad, el ángulo de cizalladura, ϕ , es igual al ángulo de inclinación normal efectivo (ángulo de desprendimiento efectivo) γ_{ne} .
6. Suponga que en una operación de corte ortogonal, la fuerza de fricción F_f en la cara de la herramienta está dada por $K\tau_s A_o$, en donde K es una constante, τ_s es la resistencia aparente a la cizalladura del material, y A_o es el área de la sección de la viruta. Muestre que existe la relación siguiente entre el coeficiente medio de fricción en la cara de la herramienta μ , el ángulo de cizalladura ϕ , y el ángulo de inclinación normal efectivo γ_{ne} .

$$\mu = \frac{K \cos^2(\phi - \gamma_{ne})}{K \sin(\phi - \gamma_{ne}) \cos(\phi - \gamma_{ne}) + 1}$$

7. En el mecanizado de un material se encontró que el ángulo de cizalladura ϕ siempre es igual al ángulo de inclinación normal efectivo γ_{ne} . Suponiendo que la resistencia a la cizalladura del material en la zona de fricción adhesiva en la cara de la herramienta es igual a la resistencia a la cizalladura τ_s del material en el plano de cizalladura y que la longitud de la región de adhesión es igual al espesor de la viruta a_o , obtenga expresiones para las fuerzas de corte F_c y de empuje F_t en términos de τ_s , γ_{ne} , y el área de la sección de la viruta no cortada A_c .

También calcule el valor de γ_{ne} para el cual F_t sería cero.

Desprecie el valor de las fuerzas en la región de fricción deslizante.

8. Suponiendo que en el mecanizado ortogonal la distribución del esfuerzo normal a lo largo de la cara de la herramienta es lineal, siendo máximo en el filo y reduciéndose a cero en el extremo de la zona de contacto entre la viruta y la herramienta, obtenga una expresión para el coeficiente medio de fricción entre la viruta y la herramienta en términos de: el esfuerzo normal máximo $\sigma_{f_{max}}$, el esfuerzo normal σ_{f_o} para el cual las áreas de contacto real y aparente se vuelven iguales, y el coeficiente de fricción μ_s de la región de deslizamiento.

3 Temperaturas en el Corte de Metales

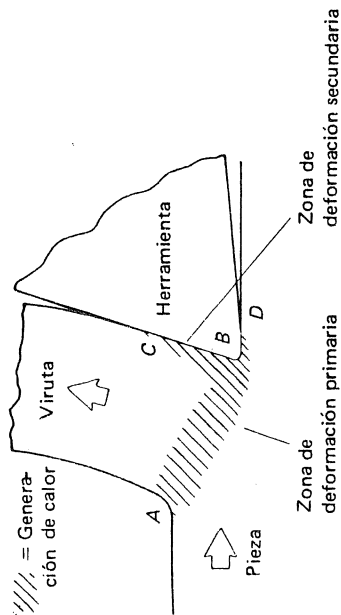


FIG. 3.1 Generación de calor en el corte ortogonal.

calor. Sin embargo, cuando un material es deformado plásticamente, la mayor parte de la energía utilizada se convierte en calor. En el corte de metales el material es sometido a deformaciones supremamente grandes, y la deformación elástica corresponde a una pequeña parte de la deformación total; por consiguiente, puede suponerse que toda la energía es convertida en calor.

La conversión de energía en calor ocurre en las dos regiones principales de deformación plástica (fig. 3.1): la zona de cizalladura, o la zona de deformación primaria AB , y la zona de deformación secundaria BC . Si, como ocurre en la mayoría de las situaciones reales, la herramienta no está perfectamente afilada, una tercera fuente de calor BD estaría presente debido a la fricción entre la herramienta y la superficie generada en la pieza. Sin embargo, a menos que la herramienta esté desgastada severamente, esta fuente de calor será pequeña y se despreciará en el presente análisis. En estas condiciones

$$P_m = P_s + P_f \quad (3.2)$$

en donde P_s es el calor generado por unidad de tiempo en la zona de deformación primaria, y P_f es el calor generado por unidad de tiempo en la zona de deformación secundaria (calor generado por fricción).

P_f está dado por $F_f v_o$ en donde F_f es la fuerza de fricción en la cara de la herramienta, y v_o es la velocidad de la viruta, la cual está dada por $v_r c$. Luego, si P_f y P_m son conocidos, P_s puede ser obtenido en la ecuación (3.2). Para entender cómo es removido el calor de estas zonas por los materiales de la pieza, la viruta y la herramienta, es necesario considerar en principio la transferencia de calor hacia un material que se mueve con respecto a la fuente de calor.

3.2 TRANSFERENCIA DE CALOR EN UN MATERIAL EN MOVIMIENTO

Considérese el elemento $ABCD$ (fig. 3.2) de espesor unitario, y a través del cual el material fluye en la dirección x . El punto A tiene coordenadas x, y, y se

Durante el corte de metales, se generan temperaturas elevadas en la región del filo de la herramienta, y estas temperaturas tienen influencia sobre el desgaste de la herramienta y la fricción entre la viruta y la herramienta. A causa del efecto sobre el desgaste, en el pasado se ha dado considerable atención a la determinación de la distribución de temperaturas en la herramienta, viruta y pieza durante el corte de metales.

3.1 GENERACION DE CALOR EN EL CORTE DE METALES

Anteriormente se estableció que el consumo de energía por unidad de tiempo en el mecanizado P_m está dado por

$$P_m = F_c v \quad (3.1)$$

en donde F_c es la componente de corte de la fuerza resultante sobre la herramienta, y v es la velocidad de corte.

Cuando un material es deformado elásticamente, la energía requerida para hacerlo es almacenada en el material como energía de deformación, y no se genera

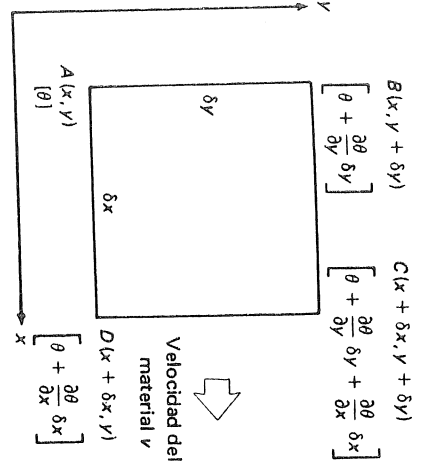


FIG. 3.2 Elemento a través del cual fluye material calentado.

supone que el material en este punto tiene una temperatura instantánea θ . Las coordenadas y temperaturas de los puntos B , C y D se muestran en la fig. 3.2.

El calor se transfiere a través de los límites AB y CD por conducción a causa del gradiente de temperatura en la dirección x y por transporte a causa del flujo de material caliente a través de dichos límites. A través de BC y AD , el calor es transferido únicamente por conducción, porque no hay flujo de material a través de dichos límites. Luego el flujo de calor a través de AB está dado por

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial x} \delta y + \rho c v \left(\theta + \frac{1}{2} \frac{\partial \theta}{\partial y} \delta y \right) \delta y$$

a través de CD , por

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial x} \left(\theta + \frac{\partial \theta}{\partial x} \delta x \right) \delta y + \rho c v \left(\theta + \frac{\partial \theta}{\partial x} \delta x + \frac{1}{2} \frac{\partial \theta}{\partial y} \delta y \right) \delta y$$

a través de AD , por

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial y} \delta x$$

y a través de BC , por

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial y} \left(\theta + \frac{\partial \theta}{\partial y} \delta y \right) \delta x$$

en donde k = conductividad térmica

c = calor específico

ρ = densidad

v = velocidad relativa del material con respecto a la fuente de calor.

Si la fuente de calor es de potencia constante y no hay calentamiento dentro del elemento, el flujo neto de calor hacia el interior del elemento es cero. Luego,

$$\begin{aligned} & -k \frac{\partial \theta}{\partial x} \delta y + \rho c v \delta y + \frac{\rho c v}{2} \frac{\partial \theta}{\partial y} \delta y \delta y + k \frac{\partial \theta}{\partial x} \delta y \\ & k \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \delta x \delta y - \rho c v \delta y - \rho c v \frac{\partial \theta}{\partial x} \delta x \delta y - \frac{\rho c v}{2} \frac{\partial \theta}{\partial y} \delta y \delta y \\ & -k \frac{\partial \theta}{\partial y} \delta x + k \frac{\partial \theta}{\partial y} \delta x + k \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \delta y \delta x = 0 \end{aligned}$$

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} - \frac{R}{a} \frac{\partial \theta}{\partial x} = 0 \quad (3.3)$$

en donde R está dado por $\rho c v a / k$ y es conocido como el *número térmico*, donde a es una dimensión lineal. En el corte de metales el número térmico es tomado como $\rho c v a_c / k$, en donde v es la velocidad de corte, y a_c es el espesor de la viruta no deformada.

Es posible resolver la ecuación (3.3) solamente para las condiciones de borde más simples. Es útil considerar la solución de esta ecuación para el caso unidimensional. Este caso se ilustra en la fig. 3.3 para un material que se mueve a gran velocidad. Se puede apreciar aquí que un punto del material que se aproxime a la fuente de calor se calienta muy rápidamente, alcanza su temperatura máxima en la fuente de calor y entonces permanece a temperatura constante. Teniendo

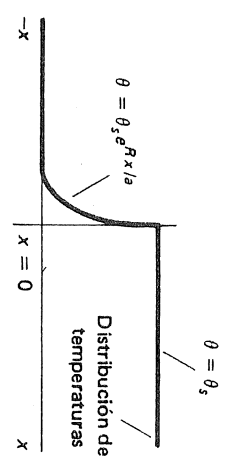
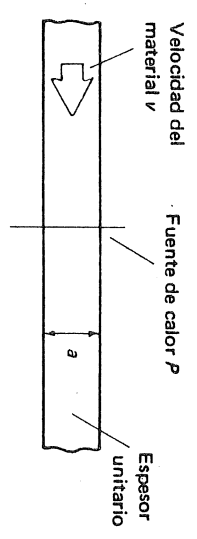


FIG. 3.3 Distribución de temperaturas en un material de movimiento rápido para el caso unidimensional, en donde $\theta_s = P / \rho c v a$.

en cuenta este resultado, la distribución de temperaturas en el corte de metales será considerada a continuación.

3.3 DISTRIBUCION DE TEMPERATURAS EN EL CORTE DE METALES

La fig. 3.4 muestra la distribución de temperaturas en la viruta y en la pieza determinada experimentalmente durante el corte ortogonal de un metal¹. Un punto X en el material, que avanza hacia la herramienta, se aproxima y pasa a través de la zona de deformación primaria, es calentado hasta que abandona la zona y es arrastrado con la viruta. Un punto Y pasa a través de ambas zonas de deformación y es calentado hasta que abandona la zona de deformación secundaria. Entonces es enfriado en la medida en que el calor es conducido hacia zonas de la viruta que estén a más baja temperatura y, eventualmente, la viruta puede adquirir una temperatura uniforme. La temperatura máxima ocurre en la cara de la herramienta a alguna distancia del filo. Un punto Z, que permanece en la pieza, es calentado por conducción del calor de la zona de deformación primaria.

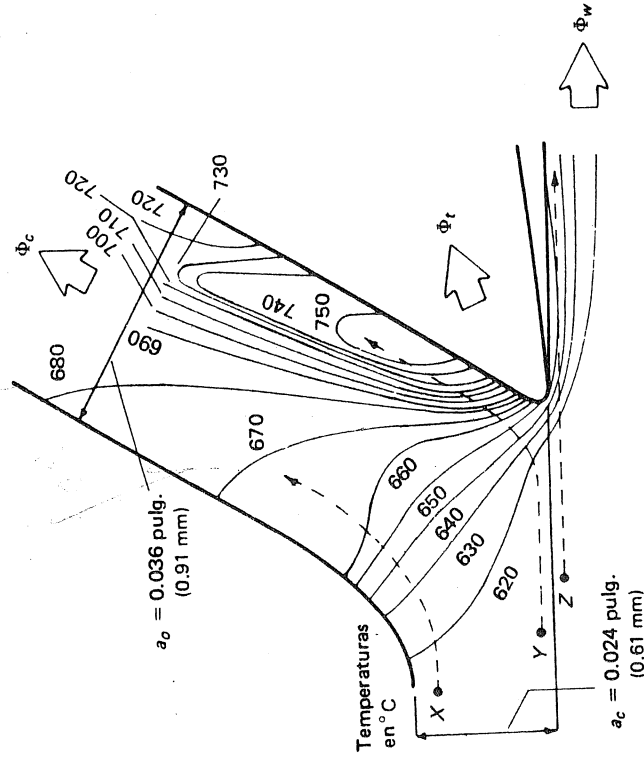


FIG. 3.4 Distribución de temperaturas en la pieza y la viruta durante el corte ortogonal de acero dulce (obtenidas de una fotografía infrarroja) en las siguientes condiciones: velocidad de corte 75 pies/min. (0.38 m/s), ancho del corte 0.25 pulg. (6.35 mm), ángulo de inclinación normal (ángulo de desprendimiento) 30°, temperatura de la pieza 611°C. (Según Boothroyd¹.)

Cierta cantidad de calor es conducida de la zona de deformación secundaria hacia la herramienta. En esta forma,

$$P_m = \Phi_c + \Phi_w + \Phi_t \quad (3.4)$$

en donde P_m = generación total de calor por unidad de tiempo

Φ_c = calor transportado por la viruta por unidad de tiempo

Φ_w = calor conducido hacia la pieza por unidad de tiempo

Φ_t = calor conducido hacia la herramienta por unidad de tiempo

El material de la viruta cercano a la cara de la herramienta posee mayor capacidad para remover calor que la herramienta, porque está fluyendo rápidamente. Por esta razón, Φ_t constituye una pequeña parte de P_m y puede ser despreciado excepto para velocidades bajas de corte.

3.3.1 Temperaturas en la zona de Deformación Primaria

El calor generado por unidad de tiempo en la zona de deformación primaria es P_s , y una fracción de él, Γ , es conducido hacia la pieza; el resto, $(1 - \Gamma)P_s$, es transportado con la viruta. Así, el aumento promedio de la temperatura θ_s del material, que pasa a través de la zona de deformación primaria, está dado por

$$\theta_s = \frac{(1 - \Gamma)P_s}{\rho c v a_w} \quad (3.5)$$

en donde a_w es el ancho de la viruta.

La ecuación (3.5) muestra que si Γ es conocido para unas condiciones de corte dadas, se puede calcular θ_s .

Se han realizado algunos análisis teóricos de las temperaturas en la pieza y en la zona de cizalladura. Dos de los más exitosos han sido los de Weiner² y de Rapier³. La fig. 3.5 muestra el modelo idealizado del proceso de corte que fue empleado en él; se supuso que la zona de deformación primaria podría ser considerada como una fuente de calor plana de potencia uniforme, que no existían pérdidas de calor a través de las superficies libres de la viruta y de la pieza, y que las propiedades térmicas del material eran constantes e independientes de la temperatura. El problema consistió en resolver la ecuación (3.3), la ecuación básica de la transferencia de calor, dentro de los límites de la pieza. No fue posible hallar una solución a este problema y se necesitaron otras suposiciones. La sugerencia más útil fue hecha por Weiner², quien supuso que no se conducía calor hacia el material en la dirección de su movimiento. Esta suposición se justifica para el corte de metales porque, a velocidades altas, la transferencia de calor en la dirección del movimiento es principalmente ocasionada por transporte, y se puede despreciar el término correspondiente a la conducción. Esto quiere decir que la ecuación (3.3) puede ser reescrita como

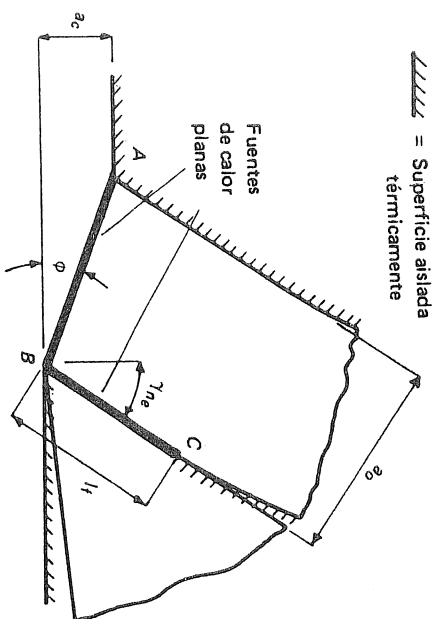
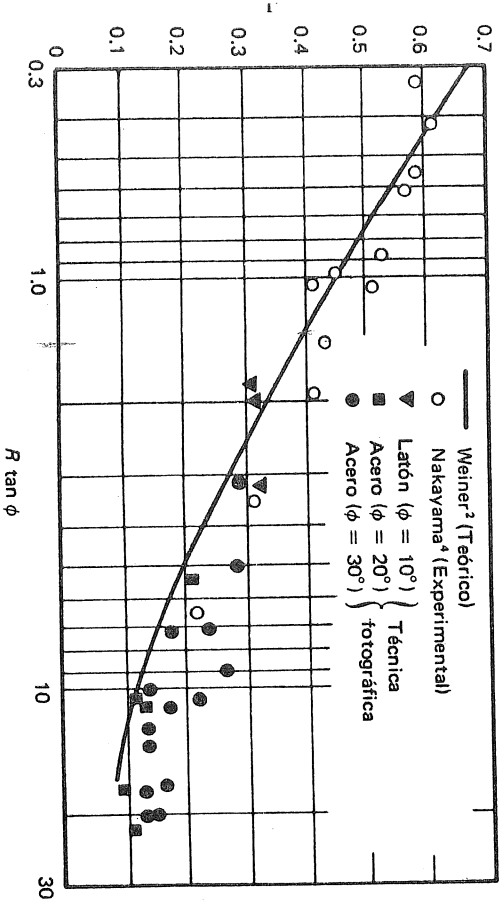


FIG. 3.5 Modelo idealizado del proceso de corte empleado en la determinación teórica de las temperaturas durante el corte.

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} - \frac{R}{a} \frac{\partial \theta}{\partial x} = 0 \quad (3.6)$$

Weiner pudo resolver la ecuación (3.6) para las condiciones de borde estipuladas para la pieza, y obtuvo una ecuación para Γ (la fracción de P_s conducida hacia la pieza) como función única de $R \tan \phi$ (en donde ϕ es el ángulo de cizalladura). Esta relación teórica entre Γ y $R \tan \phi$ es comparada con resultados experimen-

FIG. 3.6 Efecto de $R \tan \phi$ en la división del calor generado en el plano de cizalladura entre la viruta y la pieza, en donde Γ = fracción del calor generado en la zona de cizalladura conducido hacia la pieza, R = número térmico y ϕ = ángulo de cizalladura. (Según Boothroyd¹).

tales en la fig. 3.6, en donde se puede apreciar que los valores teóricos de Γ son menores que los experimentales para valores grandes de $R \tan \phi$ (es decir, para velocidades y avances grandes). En el desarrollo teórico, se supuso una fuente de calor plana y que el calor podía fluir hacia la pieza únicamente por conducción, cuando en realidad el calor es generado sobre una zona ancha, parte de la cual se extiende dentro de la pieza. El efecto de esta zona ancha generadora de calor es especialmente importante a velocidades y avances grandes y explica la diferencia entre los resultados teóricos y experimentales para valores grandes de $R \tan \phi$.

3.3.2 Temperaturas en la zona de deformación secundaria

La temperatura máxima en la viruta tiene lugar cuando el material abandona la zona de deformación secundaria (punto C, fig. 3.1) y está dada por

$$\theta_{\max} = \theta_m + \theta_s + \theta_0 \quad (3.7)$$

en donde θ_m = aumento en la temperatura del material que pasa por la zona de deformación primaria.

θ_s = aumento en la temperatura del material que pasa por la zona de deformación secundaria.

θ_0 = temperatura inicial de la pieza.

En un análisis de las temperaturas de la viruta, Rapier³ supuso que la fuente de calor resultante de la fricción entre la viruta y la herramienta era una fuente plana de potencia constante (fig. 3.5) y pudo resolver la ecuación (3.6) para las condiciones de borde que se ilustran. Se obtuvo la expresión

$$\frac{\theta_m}{\theta_f} = 1.13 \sqrt{\frac{R}{l_0}} \quad (3.8)$$

en donde θ_m = aumento máximo en la temperatura de la viruta debido a la fuente de calor generado por fricción en la zona de deformación secundaria.

l_0 = longitud de la fuente de calor dividida por el espesor de la viruta ($l_f/2$).

R = número térmico

El aumento promedio en la temperatura de la viruta resultante de la zona de deformación secundaria θ_f (fuente calor generado por fricción) está dado por

$$\theta_f = \frac{P_f}{\rho v a_c a_w} \quad (3.9)$$

Una comparación posterior de la ecuación (3.8) con los resultados experimentales¹ mostró que la teoría de Rapier sobrestimó considerablemente el valor de

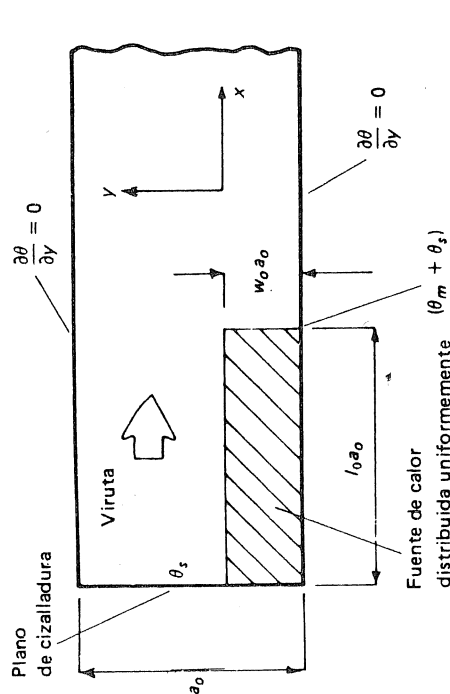


FIG. 3.7. Condiciones de borde propuestas para la viruta.

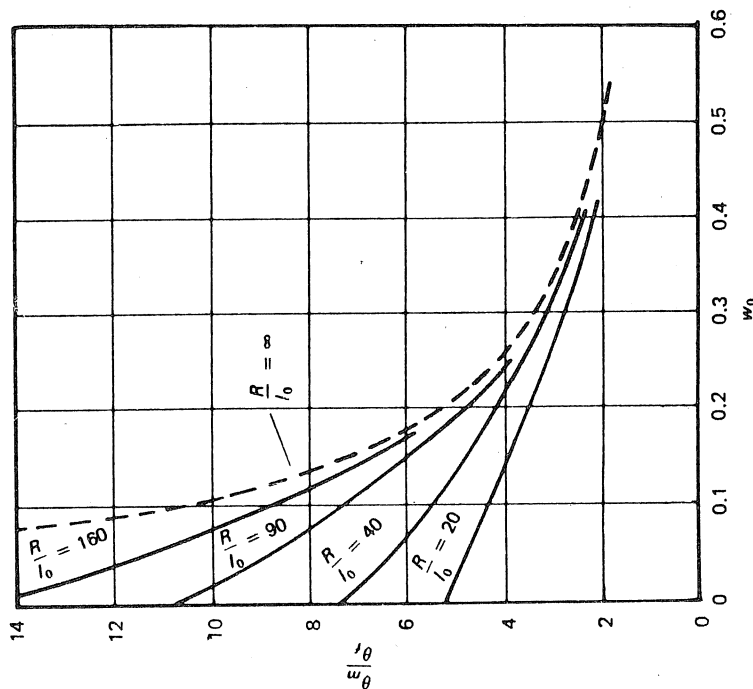
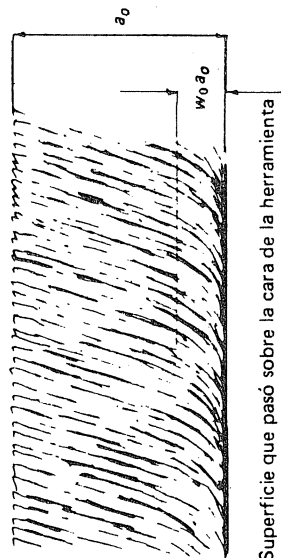
FIG. 3.8 Efecto del ancho de la zona de deformación secundaria sobre las temperaturas de la viruta, en donde R = número térmico, $l_0 a_0$ = longitud de contacto entre la viruta y la herramienta, $w_0 a_0$ = ancho de la zona de deformación secundaria, θ_m = aumento máximo en la temperatura de la viruta, y θ_s = aumento promedio en la temperatura de la viruta. (Según Boothroyd¹.)

FIG. 3.9 Deformación de los granos en la sección de la viruta.

θ_m , y se sugirió que dicha sobreestimación ocurrió porque, durante el corte, la fricción entre la viruta y la herramienta ocasiona una deformación severa del material de la viruta y la fuente de calor resultante se extendería alguna distancia dentro de la viruta. Se cree que las condiciones de borde que aparecen en la fig. 3.7 son más aproximadas a las condiciones reales, y un análisis basado en este modelo¹ condujo a resultados que concuerdan con los experimentales. Estos resultados, que aparecen en la fig. 3.8, indican el efecto de las variaciones en el ancho de la fuente de calor uniformemente distribuida. Cuando se utilizan estas curvas puede calcularse l_0 a partir del desgaste sobre la cara de la herramienta, y el ancho de la fuente de calor puede estimarse de una microfotografía de la sección de la viruta. La fig. 3.9 muestra una sección de viruta, en donde las líneas de elongación máxima de los granos están curvadas. Puede suponerse que el material ha pasado por la zona de deformación secundaria.

3.3.3 Ejemplo

Para ilustrar la aplicación de las teorías y ecuaciones obtenidas en este capítulo, a continuación se presenta un modelo completamente desarrollado. En este ejemplo se calcula la temperatura máxima en la cara de la herramienta para el corte ortogonal de acero dulce en las condiciones siguientes:

Ángulo de inclinación normal efectivo (ángulo de desprendimiento efectivo) $\gamma_{ne} = 0^\circ$
 Fuerza de corte $F_c = 890\text{ N}$ (200 lb.)
 Fuerza de empuje $F_t = 667\text{ N}$ (150 lb)
 Velocidad de corte $v = 2\text{ m/s}$ (394 pies/min)
 Espesor de la viruta no deformada $a_c = 0.25\text{ mm}$ (0.0098 pulg.)
 Módulo de corte $r_c = 0.3$
 Longitud de contacto entre la viruta y la herramienta $l_f = 0.75\text{ mm}$ (0.03 pulg.)

La generación total de calor por unidad de tiempo está dada por la ecuación (3.1). Así,

$$P_m = F_c v = 890 \times 2 \\ = 1780 \text{ J/s (100 Btu/min)}$$

El calor generado por unidad de tiempo por la fricción entre la viruta y la herramienta está dado por

$$P_f = F_f v_o = F_f v_c$$

En este ejemplo, γ_{n_e} es igual a cero, y por consiguiente F_f es igual a F_r . Luego,

$$\begin{aligned} P_f &= F_r v_c \\ &= 667 \times 2 \times 0.3 \\ &= 400 \text{ J/s (22.7 Btu/min)} \end{aligned}$$

El calor generado por unidad de tiempo a causa del cizallamiento está dado por la ecuación (3.2). Así,

$$P_s = P_m - P_f = 1380 \text{ J/s (77.3 Btu/min)}$$

Para calcular el aumento en la temperatura θ_s mediante la ecuación (3.5) es necesario obtener Γ de la fig. 3.6, para calcular Γ es indispensable conocer el valor de R tan ϕ .

El número térmico R está dado por $\rho c v_a c/k$. Suponiendo que para el acero dulce ρ es 7.200 kg/m^3 (0.26 lb/pulg^3), k es 43.6 J/smK [$302.6 \text{ BTU (pulg.)/(hr pie}^2\text{)} (^{\circ}\text{F)}$] y c es 502 J/kgK [$0.12 \text{ BTU/(lb)} (^{\circ}\text{F)}$]:

$$R = \frac{7200 \times 502 \times 2 \times 0.00025}{43.6} = 41.5$$

Cuando el ángulo de inclinación γ_{n_e} es igual a cero, tan ϕ es igual a r_c . Luego,

$$R \tan \theta = 41.5 \times 0.3 = 12.45$$

La relación entre el calor conducido hacia la pieza y el generado por cizallamiento puede obtenerse de la fig. 3.6. Así,

$$\Gamma = 0.1$$

Sustituyendo los valores apropiados en la ecuación (3.5),

$$\begin{aligned} \theta_s &= \frac{(1 - \Gamma) P_s}{\rho c v_a c a_w} \\ &= \frac{(1 - 0.1) \times 1380}{7200 \times 502 \times 2 \times 0.00025 \times 0.0025} \\ &= 275^{\circ}\text{C (495}^{\circ}\text{F)} \end{aligned}$$

Este valor (275°C , o 495°F) es el aumento promedio de la temperatura en la zona de deformación primaria, y como representa una diferencia de temperatura puede expresarse bien sea en grados centígrados ($^{\circ}\text{C}$) o en grados kelvín (K).

El aumento promedio en la temperatura de la viruta a causa de la zona de deformación secundaria (fuente de calor generado por fricción) está dado por la ecuación (3.9).

Despreciando el calor conducido hacia la herramienta,

$$\theta_f = \frac{400}{4.518} = 88.5^{\circ}\text{C (159.3}^{\circ}\text{F)}$$

Para obtener la razón θ_m/θ_f y luego θ_m a partir de la fig. 3.8, es necesario calcular los valores de w_o y R/l_o .

Se supone que el ancho de la zona de deformación secundaria dividido por el espesor de la viruta w_o es igual a 0.2 para el acero dulce para un corte sin lubricación. También,

$$l_o = \frac{l_f r_c}{a_g} = \frac{0.75 \times 0.3}{0.25} = 0.9$$

Por consiguiente,

$$\frac{R}{l_o} = \frac{41.5}{0.9} = 46.1$$

La razón θ_m/θ_f puede ser obtenida de la fig. 3.8; luego:

$$\theta_m = 4.2 \times 88.5 = 372^{\circ}\text{C (670}^{\circ}\text{F)}$$

////// = Fuentes de calor

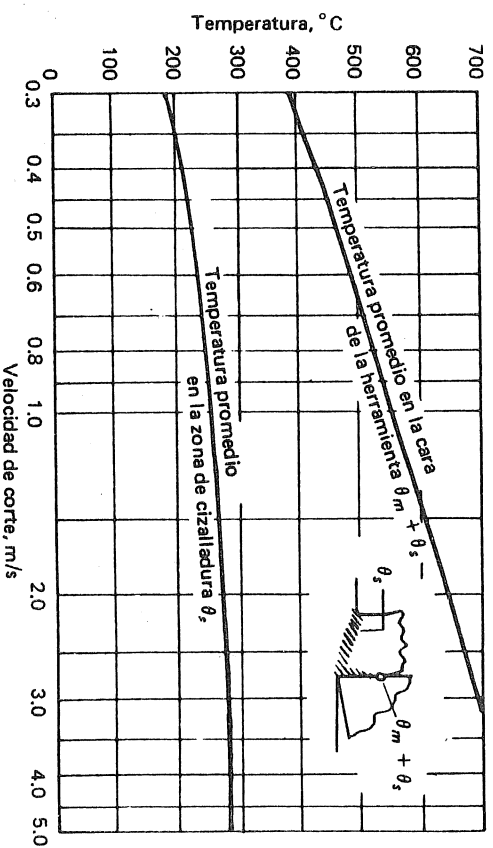


FIG. 3.10 Efecto de la velocidad de corte sobre las temperaturas generadas en el corte (teórico).

Si se supone que la temperatura ambiente es 22°C (72°F), la temperatura máxima a lo largo de la superficie de desprendimiento o cara de la herramienta está dada por la ecuación (3.7). Así:

$$\begin{aligned}\theta_{\max} &= \theta_m + \theta_s + \theta_o \\ &= 372 + 275 + 22 \\ &= 669^\circ\text{C} (1\,234^\circ\text{F})\end{aligned}$$

Debe anotarse que en estos cálculos se supuso que las propiedades térmicas del material eran constantes e independientes de la temperatura. Sin embargo, para muchos materiales utilizados en ingeniería el calor específico y la conductividad térmica varían considerablemente con los cambios en la temperatura. Si se requieren predicciones más precisas de las temperaturas, es necesario conocer las relaciones entre las propiedades térmicas del material y la temperatura y deben utilizarse en los cálculos los valores apropiados.

3.3.4 Efecto de la velocidad de corte sobre las temperaturas

Si las fuerzas que actúan sobre la herramienta y el módulo de corte no varían con cambios en la velocidad de corte, para las condiciones del ejemplo anterior, se obtienen las relaciones entre la temperatura y la velocidad de corte ilustradas en la fig. 3.10. Puede observarse que la temperatura promedio en la zona de cizalladura θ_s aumenta ligeramente con un aumento en la velocidad de corte y luego tiende a ser constante, mientras que la temperatura máxima en la cara de la herramienta ($\theta_m + \theta_s$) aumenta rápidamente con un aumento en la velocidad de corte.

3.4 MEDICION DE LAS TEMPERATURAS GENERADAS EN EL CORTE DE METALES

El resultado ilustrado en la fig. 3.4 fue obtenido mediante una fotografía infrarroja de una operación de corte. Para producir este resultado se fotografiaron simultáneamente un horno cuya distribución de temperaturas era conocida y la operación de corte, utilizando una placa sensible a la radiación infrarroja, lo que da así la calibración de la densidad óptica de la placa contra la temperatura. Algunos de los resultados experimentales que aparecen en la fig. 3.6 y la confirmación experimental de las curvas de la fig. 3.8 fueron obtenidos mediante este método.

El resto de los resultados experimentales indicados en la fig. 3.6 fueron obtenidos⁴ utilizando la técnica de termopares ilustrada en la fig. 3.11. En estos experimentos, inicialmente se tomó la lectura del milivoltímetro en vacío, es decir, sin corte, con el propósito de registrar el efecto del frotamiento del alambre de constantán sobre la pieza. Esta lectura fue restada de las lecturas obtenidas mien-

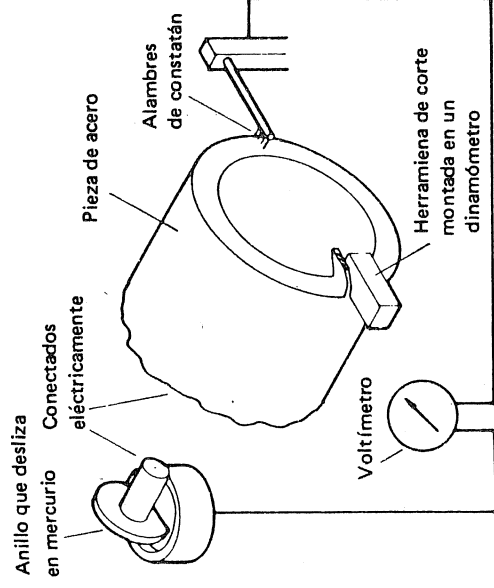


FIG. 3.11 Dispositivo para medir las temperaturas de la pieza mediante la técnica de termopares. (Según Nakayama⁴)

tras el corte estaba en progreso. Con este método, las temperaturas en puntos seleccionados sobre la superficie frontal de una pieza tubular fueron medidas y usadas para calcular la relación entre el calor conducido hacia la pieza y el generado en la zona de cizalladura.

Para la investigación de las temperaturas en el corte de metales, se emplean, con éxito limitado, otras técnicas que utilizan termopares, métodos colorimétricos, pirómetros y compuestos químicos sensibles a la temperatura. La técnica

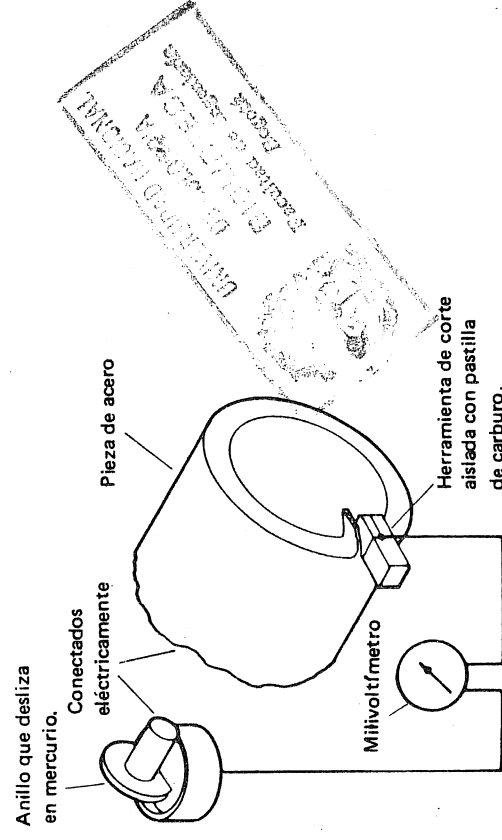


FIG. 3.12 Circuito del termopar pieza-herramienta.

más ampliamente usada para estudiar las temperaturas generadas en el corte es la del termopar pieza-herramienta. En esta técnica, la fuerza electromotriz (μ mV) generada en la unión entre la pieza y la herramienta es considerada una medida de las temperaturas en esta región. Una disposición típica del termopar pieza-herramienta sobre un torno se ilustra en la fig. 3.12. Es importante aislar el circuito del termopar de la máquina y usar el mismo circuito para la calibración cuando se utiliza esta técnica. Debe suponerse que la lectura obtenida por este método es un indicativo de la temperatura promedio existente en la superficie de contacto entre la viruta y la herramienta. Esta técnica fue usada ampliamente en el pasado para investigar los efectos de cambios en las condiciones de corte sobre las temperaturas generadas y para obtener relaciones empíricas entre la temperatura y el desgaste por unidad de tiempo de la herramienta. Sin embargo, el método del termopar pieza-herramienta es limitado porque no da indicación alguna acerca de la distribución de temperaturas a lo largo de la cara de la herramienta.

REFERENCIAS

1. Boothroyd, G.: Temperatures in Orthogonal Metal Cutting, *Proc. IME*, vol. 177, págs. 789, 1963.
2. Weiner, J. H.: Shear Plane Temperature Distribution in Orthogonal Cutting, *Trans. ASME*, vol. 77, no. 8, págs. 1331, 1955.
3. Rapier, A. C.: A Theoretical Investigation of the Temperature Distribution in the Metal Cutting Process, *Brit. J. Appl. Phys.*, vol. 5, no. 11, págs. 400, 1954.
4. Nakayama, K.: Temperature Rise of Workpiece During Metal Cutting, *Bull. Fac. Engg. Yokohama Nat. Univ. (Japan)*, vol. 5, págs. 1, 1956.

PROBLEMAS

1. Si en el mecanizado a velocidades de corte elevadas, el calor conducido hacia la herramienta es despreciable y el calor conducido hacia la pieza es el 4 por ciento del calor total generado, obtenga una expresión para la temperatura final de la viruta θ en términos de
 - a. La energía específica de corte P_s
 - b. El calor específico del material de la pieza ρ
 - c. La densidad del material de la pieza ρ
2. a. Pruebe que, cuando un metal es cortado ortogonalmente con el ángulo de inclinación normal de la herramienta (ángulo de desprendimiento) igual a cero, el calor generado por unidad de tiempo, P_s , en la zona de cizalladura está dado por

$$P_s = F_c v (1 - \mu r_c)$$

en donde F_c = fuerza de corte

v = velocidad de corte

μ = coeficiente promedio de fricción sobre la cara de la herramienta.

r_c = módulo de corte

- b. Para las mismas condiciones, calcule el aumento promedio de la temperatura en la zona de cizalladura θ_s cuando el metal tiene una energía específica de corte de 2.8 GN/m^2 , $\mu = 1.0$, $r_c = 0.2$, y el 10 por ciento del calor generado en la zona de cizalladura es conducido hacia la pieza. Suponga para el material de la pieza que $\rho = 7200 \text{ kg/m}^3$ y $c = 500 \text{ J/kg}$.
 - c. ¿Cuál sería el valor de θ_s si la velocidad de corte fuese duplicada y la relación entre el calor conducido hacia la pieza y el generado en la zona de cizalladura permaneciera igual?
3. En experimentos en los cuales las virutas producidas durante el cepillado fueron colocadas en un calorímetro, se encontró que el aumento en la temperatura promedio de las virutas era de 500°C . Las condiciones de corte eran las siguientes:

Velocidad de corte = 1 m/s

Espesor de la viruta no deformada = 0.5 mm

Ancho de la viruta = 5 mm

Ángulo de inclinación normal efectivo (ángulo de desprendimiento efectivo) = 45°

Fuerza de corte = 6000 N

Fuerza de empuje = 0

Espesor de la viruta = 1.2 mm

Longitud de la pieza = 300 mm

Después de 100 carreras de la limadora, la pieza aislada fue sumergida en un calorímetro y se encontró que su contenido adicional de calor era de 30 kJ . Despreciando el calor conducido hacia la herramienta, calcule la relación entre el calor conducido hacia la pieza y el generado en la zona de cizalladura.

4.2 DESGASTE PROGRESIVO DE LA HERRAMIENTA

La naturaleza fundamental del mecanismo de desgaste puede ser muy diferente para diversas condiciones. En el corte de metales, el desgaste puede ocurrir en las tres formas siguientes: por adhesión, por abrasión y por difusión.

En el *desgaste por adhesión*¹, el desgaste es ocasionado por la fractura de las asperezas de los dos metales soldados entre sí. En el corte de metales, las uniones de los materiales de la viruta y de la herramienta se forman como parte del mecanismo de la fricción; cuando estas uniones se fracturan pequeños fragmentos del material de la herramienta pueden ser arrancados y arrastrados por la viruta o por la superficie nueva de la pieza.

La forma de desgaste conocido como *desgaste por abrasión* ocurre cuando partículas endurecidas localizadas en la viruta pasan sobre la cara de la herramienta y remueven su material mecánicamente. Estas partículas endurecidas pueden ser fragmentos de un filo recreado inestable y endurecidos por deformación; fragmentos endurecidos del material de la herramienta y removidos por deformación; fragmentos endurecidos del material de la herramienta y removidos por el desgaste por adhesión, o constituyentes duros del material de trabajo.

La *difusión* en el estado sólido ocurre cuando los átomos de una red cristalina metálica se desplazan de una región de concentración atómica alta a una de concentración baja. Este proceso depende de la temperatura existente, y la difusión por unidad de tiempo aumenta exponencialmente con el aumento de la temperatura. En el corte de metales, en el que existe un contacto íntimo entre los materiales de la herramienta y de la pieza y además existen temperaturas elevadas, la difusión puede ocurrir en aquellos puntos en donde los átomos se desplazan desde el material de la herramienta hacia el material de trabajo. Este proceso, que tiene lugar en una zona muy estrecha de la superficie de contacto entre los dos materiales y debilita la estructura superficial de la herramienta, es conocido como *desgaste por difusión*.

4.3 FORMAS DE DESGASTE EN EL CORTE DE METALES

El desgaste progresivo de una herramienta tiene lugar en dos formas distintas (fig. 4.1):

1. Desgaste en la cara, caracterizado por la formación de un cráter, el cual es el resultado de la acción de la viruta al fluir o deslizarse a lo largo de la cara.
2. Desgaste en el flanco, en donde se forma una zona de desgaste a causa del rozamiento entre la herramienta y la superficie generada en la pieza.

4.3.1 Desgaste de la cara de la herramienta

El cráter formado en la cara de la herramienta se ajusta a la forma de la viruta y está limitado al área de contacto entre la viruta y la herramienta (fig. 4.1). Además, la zona adyacente al filo, en donde se presentan la fricción adhesiva o el recrecimiento del filo, se desgasta poco.

4

Duración y Desgaste de las Herramientas

4.1 INTRODUCCION

La duración o vida de la herramienta de corte es un factor económico muy importante en el corte de metales. En operaciones de desbaste, los ángulos de la herramienta, las velocidades de corte y los avances se escogen de tal forma que se obtenga una duración económica de la herramienta. Las condiciones para las cuales se obtiene una vida relativamente corta de la herramienta son antieconómicas porque los costos de reafilado o de reemplazo de la herramienta son comparativamente altos. Por otra parte, usar velocidades y avances muy pequeños con los que se obtendría una gran duración de la herramienta es igualmente antieconómico en razón de la baja productividad. Es claro que cualquier mejora en la herramienta o en el material de trabajo que aumente la duración de la herramienta es beneficiosa. Con el propósito de constituir una base para dichas mejoras se ha realizado un gran esfuerzo para entender la naturaleza del desgaste y de otros tipos de falla de las herramientas.

La vida de una herramienta de corte puede llegar a su fin por varias causas, pero éstas pueden ser separadas en dos grandes grupos:

1. El desgaste gradual o progresivo de ciertas regiones en la cara y en el flanco de la herramienta.
2. Fallas mecánicas que lleven la vida de la herramienta hacia un final prematuro.

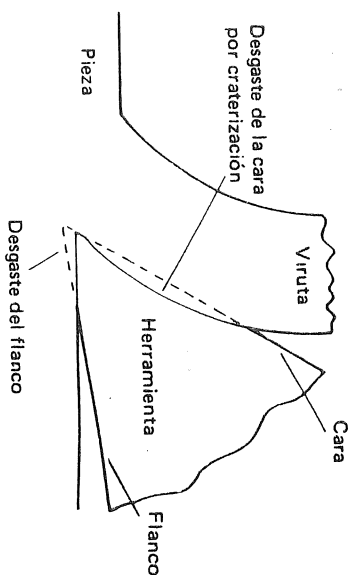


FIG. 4.1 Zonas de desgaste de la herramienta en el corte de metales.

En el capítulo 3 se estableció que, en el corte de metales, las temperaturas más elevadas se presentan a alguna distancia del filo a lo largo de la cara de la herramienta: a velocidades altas de corte estas temperaturas fácilmente pueden ser del orden de los 1000°C. En condiciones de temperaturas elevadas, las herramientas de acero rápido se desgastarán muy rápidamente en razón del ablandamiento térmico del material. Aunque los materiales de las herramientas de carburo retienen su dureza a temperaturas elevadas, la difusión en el estado sólido puede ocasionar su rápido desgaste.

En el trabajo experimental, la profundidad máxima del cráter es generalmente una medida de la cantidad de desgaste y puede ser determinada mediante un instrumento de medición superficial.

En condiciones de velocidad de corte muy alta, el crecimiento del cráter es el factor que determina la vida o duración de la herramienta porque su crecimiento debilita el filo hasta que con el tiempo este se fractura. Sin embargo, cuando las herramientas son usadas con criterios de duración económica, el desgaste de su flanco, conocido como *desgaste del flanco*, generalmente es el factor de control.

4.3.2 Desgaste del flanco

El desgaste del flanco de una herramienta de corte es ocasionado por la fricción entre la superficie producida en la pieza y el área del flanco en contacto con ella. En razón de la rigidez de la pieza, el área desgastada, conocida como la *zona de desgaste del flanco*, debe ser paralela a la dirección de corte resultante. El ancho de la zona de desgaste generalmente se considera como una medida del desgaste y puede ser determinado fácilmente por medio de un microscopio.

La fig. 4.2 ilustra el progreso (con el tiempo) del ancho VB de la zona de desgaste del flanco o "la longitud cortada". La curva se puede dividir en tres regiones:

1. La región AB en donde el filo agudo se desportilla rápidamente y aparece una zona de desgaste de dimensiones finitas.;

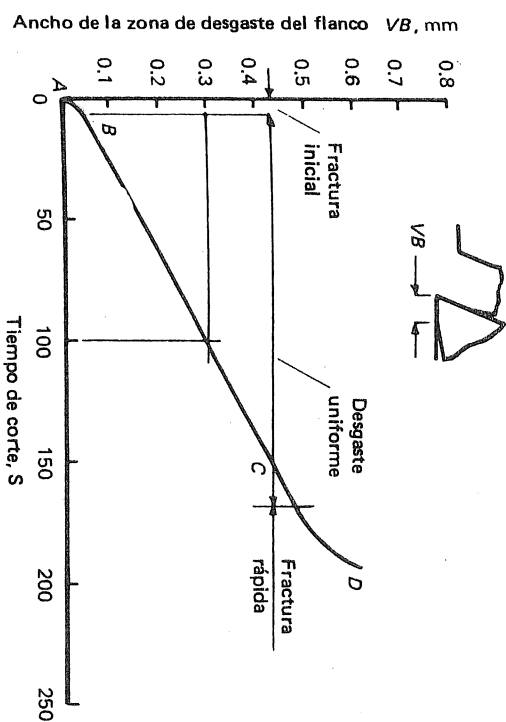


FIG. 4.2 Desgaste del flanco de una herramienta de carburo, a una velocidad de corte de 1m/s en función del tiempo.

2. La región BC en la cual el desgaste progresa uniformemente.
3. La región CD en la cual el desgaste progresa a una tasa creciente. Se cree que la región CD indica cuándo el desgaste de la herramienta de corte se ha vuelto sensible a las temperaturas elevadas, ocasionadas por la presencia de una zona de desgaste de grandes proporciones. En la práctica, es recomendable reaflar la herramienta antes de que el desgaste del flanco alcance la última región (región CD en la fig. 4.2) en la cual el material se fractura rápidamente.

4.3.3 Criterios de duración de una herramienta

Como criterio de duración de una herramienta se define un valor mínimo predeterminado del desgaste o la ocurrencia de un fenómeno. En las operaciones prácticas de mecanizado el desgaste de la cara y el flanco de la herramienta de corte no es uniforme a lo largo del filo principal; por lo tanto, es indispensable especificar las localizaciones y el grado de desgaste permisible antes de reaflar la herramienta. La fig. 4.3 ilustra una herramienta de filo único ya desgastada. Como se aprecia en la figura, la profundidad del cráter varía a lo largo del filo principal, y la profundidad KT del cráter es medida en el punto más profundo del mismo (sección $A-A$). Puede apreciarse que el desgaste del flanco generalmente es mayor en los extremos del filo principal. Las condiciones en la punta de la herramienta tiende a ser más severas que en la parte central del filo en razón de la forma complicada como fluye la viruta en esa región. El ancho de la zona de desgaste en la punta de la herramienta (zona C) se denomina VC . En el extremo opuesto del filo principal (zona M) se forma a menudo una ra-

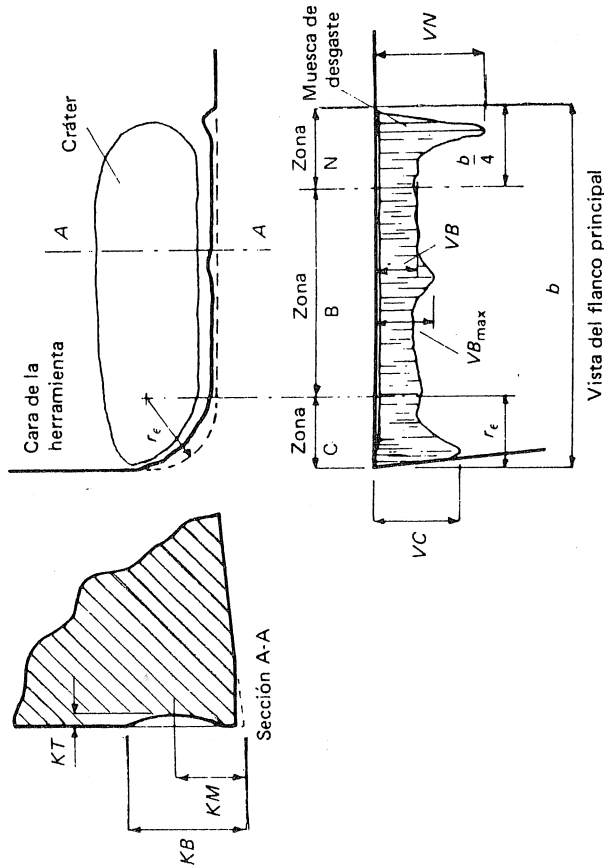


FIG. 4.3 Algunas características del desgaste de una herramienta de filo único en el torneado. (Según ISO/TC 29/MG 22.2)

nura o muesca de desgaste, porque en esta región el material de la pieza tiende a endurecerse a causa del procesamiento previo. El ancho de la zona de desgaste en la muesca se denomina VN.

En la porción central del filo principal (zona B), la zona de desgaste es aproximadamente uniforme. No obstante, para considerar variaciones que puedan ocurrir, el ancho promedio de la zona de desgaste en esta región se denomina VB, y su valor máximo, VB_{max}. A continuación se presentan los criterios normalizados recientemente por la ISO, referentes a la duración de las herramientas².

4.3.4 Criterios usuales para herramientas de acero rápido o cerámicas

Los criterios recomendados por la ISO para definir la duración efectiva de las herramientas de acero rápido o cerámicas son:

1. Falla catastrófica, o
2. VB = 0.3 mm si el flanco está desgastado regularmente en la zona B, ó
3. VB_{max} = 0.6 mm, si el flanco está desgastado irregularmente, rayado, astillado o demasiado ranurado en la zona B.

4.3.5 Criterios usuales para herramientas de carburo sinterizado

Para herramientas de carburo sinterizado, se recomienda uno de los criterios siguientes:

1. VB = 0.3 mm, ó
2. VB_{max} = 0.6 mm, si el flanco está desgastado irregularmente, o
3. KT = 0.06 + 0.3 f, en donde f es el avance.

4.3.6 Duración de la herramienta

Se define la duración de la herramienta como el tiempo de corte requerido para alcanzar un criterio de duración de la herramienta. La velocidad de corte es el factor que más significativamente afecta la duración o vida de una herramienta para una combinación dada de material de trabajo, material y forma de la herramienta, en una operación particular de mecanizado.

En el estudio de la optimización de los procesos de corte es necesario conocer la relación entre la duración de la herramienta y la velocidad de corte para las condiciones bajo examen. El trabajo inicial acerca de este tema fue realizado por Taylor, quien planteó una relación empírica que puede escribirse como:

$$\frac{v}{v_r} = \left(\frac{t_r}{t} \right)^n \quad (4.1)$$

en donde n = constante

v = velocidad de corte

t = duración de la herramienta

v_r = velocidad de corte de referencia para la cual se conoce la duración de la herramienta t_r

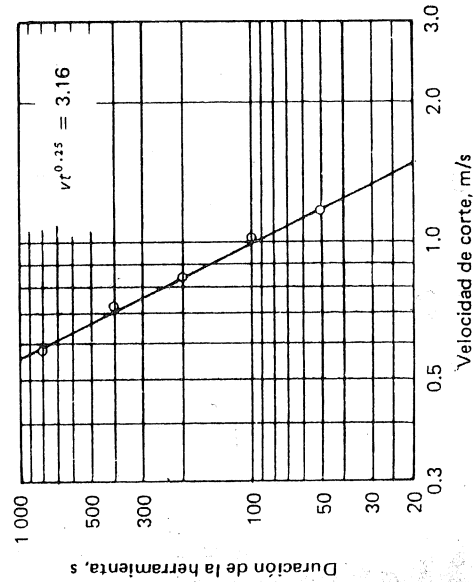


FIG. 4.4 Relación típica entre la duración de la herramienta y la velocidad de corte.

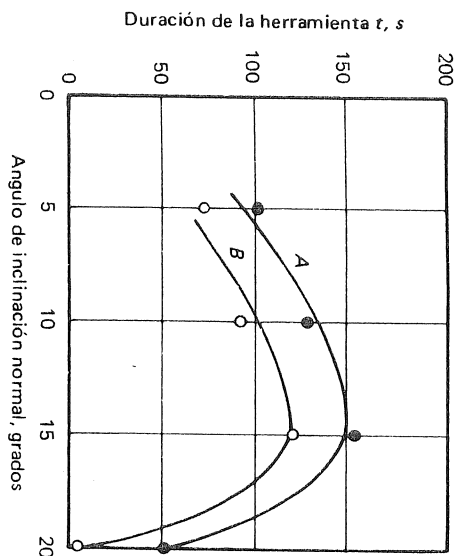


FIG. 4.7 Efecto del ángulo de inclinación normal (ángulo de desprendimiento) sobre la duración de la herramienta, en donde el material de trabajo es acero de alta resistencia y el material de la herramienta es acero rápido. En la curva A el avance es 0.127 mm (0.005 pulg.) y la velocidad de corte es 0.66 m/s (130 pies/min); en la curva B el avance es 0.508 mm (0.02 pulg.) y la velocidad de corte es 0.41 m/s (80 pies/min). (Según Cherry⁵).

En la fig. 4.7 se ilustra una relación típica entre el ángulo de inclinación y la duración de la herramienta, en donde el ángulo de inclinación óptimo es aproximadamente 14° cuando se corta acero de alta resistencia con una herramienta de acero rápido⁵. La experiencia ha demostrado que el ángulo de inclinación óptimo es aproximadamente constante para unos materiales de trabajo y de la herramienta dados, y, en la práctica, se usan los valores consignados en la tabla 4.1.

En ciertas circunstancias, por ejemplo, cuando se fresa con herramientas de carburo, como la carga de impacto en cada revolución de la herramienta podría tender a fracturar la pastilla, se usa un ángulo de inclinación negativo para lograr mayor resistencia.

TABLA 4.1 Valores recomendados del ángulo de inclinación normal (ángulo de desprendimiento) para operaciones de desbaste.

Material de trabajo	Acero rápido, grados	Carburo, grados
Hierro fundido, latón fundido	0	0.0
Latón y bronce	8	3.5
Latón blando y acero de alta resistencia	14	3.5
Acero dulce	27	3.5
Aleaciones ligeras	40	13.0

La experiencia ha demostrado que el ancho de la zona de desgaste del flanco es, por lo común, el factor limitante que determina la duración de la herramienta de corte. Sin embargo, se ha demostrado⁶ que las condiciones físicas de esfuerzo, temperatura y velocidad que determinan el desgaste por unidad de tiempo en el flanco de la herramienta son sensiblemente constantes a lo largo de la zona de desgaste y, para zonas de desgaste razonablemente pequeñas, dichas condiciones físicas no son afectadas en gran medida por cambios en el ancho de la zona de desgaste. Por estas dos razones podría esperarse que el desgaste por unidad de tiempo del material de la herramienta normal a la dirección de corte resultante fuera constante e independiente de la holgura normal. La fig. 4.8 demuestra que el aumento por unidad de tiempo del ancho de la zona de desgaste del flanco, por otra parte, es dependiente de la holgura del flanco.

Según la figura, con ángulo de inclinación igual a cero,

$$\begin{aligned} (VB) &= (NB) \cot \alpha_{ne} \\ \frac{VB}{NB} &= \frac{VB}{NB} = \cot \alpha_{ne} \end{aligned} \quad (4.2)$$

en donde $\frac{VB}{NB}$ = aumento por unidad de tiempo de la longitud de la zona de desgaste del flanco.

$\frac{NB}{NB}$ = remoción por unidad de tiempo del material de la herramienta normal a la dirección de corte.

α_{ne} = holgura normal efectiva.

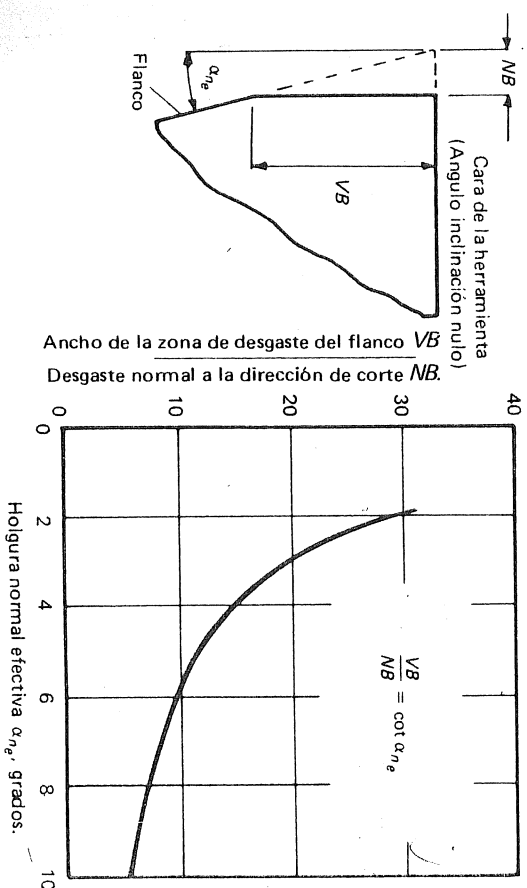


FIG. 4.8 Efecto de la holgura normal sobre el desgaste del flanco.

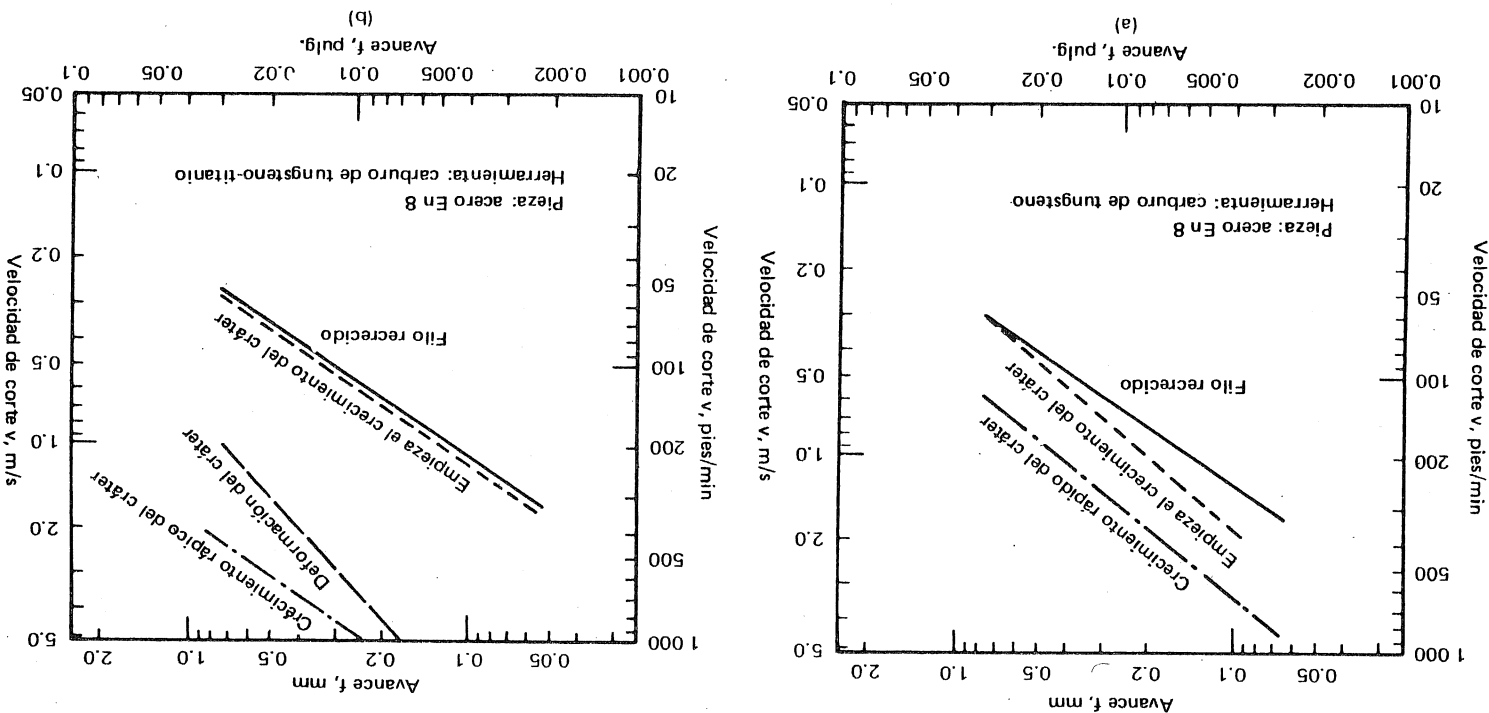
Luego, para un desgaste por unidad de tiempo normal a la dirección de corte que se supone constante, el desgaste por unidad de tiempo del flanco VB , que determina la duración de la herramienta, es proporcional a $\cot \alpha_{n\phi}$. La relación se ilustra en la fig. 4.8, en donde se aprecia que para valores pequeños de $\alpha_{n\phi}$ con un aumento de $\alpha_{n\phi}$ el desgaste por unidad de tiempo se reduce. Es claro, sin embargo, que en la práctica la holgura normal no puede hacerse demasiado grande sin correr el riesgo de debilitar el filo de la herramienta. La experiencia ha demostrado que con la mayoría de los materiales de trabajo, los ángulos de holgura de 8° con herramientas de acero rápido, y de 5° con carburos son los más adecuados para resolver la contradicción entre estos dos requisitos.

4.3.10 Efecto de la velocidad y el avance sobre el crecimiento del cráter y la formación del filo recrecido

En el corte de metales, un aumento en la velocidad o en el avance implica un aumento en las temperaturas de la cara de la herramienta. A velocidades bajas, un aumento en las temperaturas de la cara de la herramienta tiende a reducir la fricción en la superficie de contacto entre la viruta y la herramienta y desde luego tiende a prevenir la formación de un filo recrecido; a velocidades altas, un aumento en las temperaturas de la cara de la herramienta tiende a aumentar el crecimiento por unidad de tiempo del cráter. Los efectos relativos de cambios en la velocidad y en el avance se ilustran claramente en los gráficos preparados por Trent⁴; en la fig. 4.9 se ilustran dos ejemplos de los efectos de los cambios en el avance y en la velocidad. Estos gráficos muestran, para una combinación determinada de material de trabajo y material de herramienta, los rangos de la velocidad y del avance en donde ocurre el recrecimiento del filo, en donde el cráter crece rápidamente y en donde, bajo condiciones muy severas, ocurre la inutilización extramadamente rápida de la herramienta a causa de la deformación en el filo (como resultado de las temperaturas y esfuerzos elevados). Tales gráficos son muy útiles cuando se compara el rendimiento de varios materiales para herramientas. Los resultados de la fig. 4.9 demuestran, por ejemplo, que adionando titanio al carburo de tungsteno, el crecimiento rápido del cráter tiene lugar en un orden de velocidades y avances significativamente mayor cuando se mecaniza acero al carbono. Luego, el rango útil de velocidades y avances aumenta medianamente el uso de herramientas de carburo de tungsteno-titanio para el mecanizado de aceros al carbono.

4.4 MATERIAL DE LA HERRAMIENTA

Uno de los grandes avances en el mecanizado de los metales lo constituyó el descubrimiento del tratamiento térmico usado en la producción de la herramienta de corte de acero rápido, realizado por Taylor³. Dichas herramientas presentaban una mejor resistencia al desgaste, lo cual posibilitó el aumento en la remoción de metal por unidad de tiempo. Desde el descubrimiento de Taylor, los des-



arrollos de la metalurgia y de la tecnología han contribuido a la introducción de nuevos materiales para herramientas, tales como aleaciones fundidas, carburos cementados y, más recientemente, óxidos sinterizados o cerámicas.

La experiencia práctica ha demostrado cuáles son los materiales más apropiados para las diferentes operaciones; con herramientas de filo principal único, en donde los problemas de manufactura no son muy serios, es deseable que el material posea dureza elevada y que ésta sea mantenida a temperaturas altas. Desafortunadamente, por lo común un aumento en la dureza va acompañado de una reducción en la resistencia al impacto del material; además, un aumento en la dureza del material también aumenta los problemas de la manufactura de herramientas. En consecuencia, se ha encontrado que los materiales más apropiados para el corte continuo con herramientas de filo principal único rara vez pueden ser usados en herramientas de filos múltiples. Como las herramientas de filo principal único constituyen una pequeña parte de las que se usan en la práctica, la mayoría de las operaciones de corte de metales se realizan aún con herramientas producidas con acero rápido.

Los aceros rápidos son aceros aleados principalmente con tungsteno (aproximadamente 18%) y cromo (aproximadamente 4%); también pueden contener cobalto, vanadio o molibdeno.

Las herramientas de aleaciones fundidas no contienen hierro y son fundidas en su forma final. Los elementos de aleación con cobalto, como, tungsteno y carburo, y la fase de carburo constituyen aproximadamente entre el 25 y el 30 por ciento, en volumen, de la matriz. Estas herramientas pueden ser utilizadas a velocidades ligeramente superiores a las de las herramientas de acero rápido y poseen una tendencia menor a formar un filo recreado durante el mecanizado; se utilizan principalmente para mecanizar hierro fundido, hierro maleable y bronce duros.

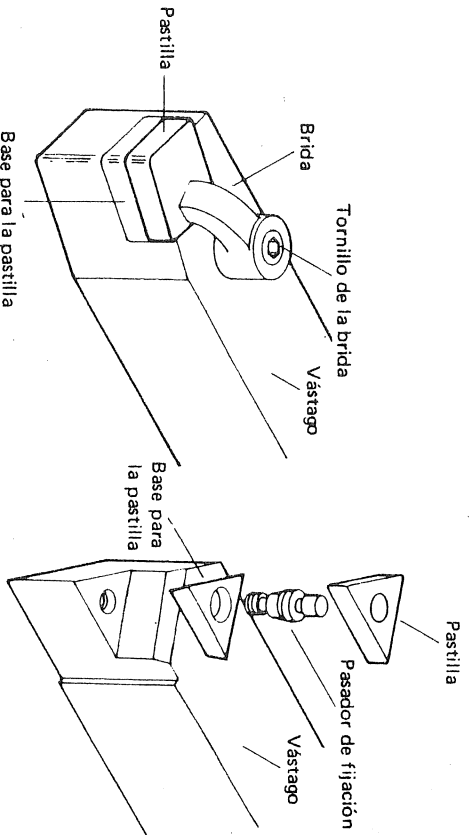


FIG. 4.10 Formas típicas de fijación mecánica de las pastillas.

Generalmente, los carburos cementados se obtienen mezclando tungsteno pulverizado y carbono a temperaturas elevadas en la proporción de 94 y 6 por ciento en peso, respectivamente. Este compuesto se combina con cobalto, y la mezcla resultante es compactada y sinterizada en un horno a aproximadamente 1400°C. Este material de tungsteno-carbono-cobalto puede mantener valores altos de dureza a temperaturas tan elevadas como 1200°C y puede ser usado a velocidades de corte mucho mayores que el acero rápido o las aleaciones fundidas. Sin embargo, como se dijo anteriormente, los carburos cementados no son muy tenaces y no pueden ser conformados después de la sinterización. Por esta razón se fabrican generalmente en forma de pastillas, que pueden ser soldadas o fijadas mecánicamente a un soporte o vástago (fig. 4.10). Las pastillas fijadas mecánicamente son desechadas después de que todos sus filos se han desgastado. Los carburos de tungsteno son los más fuertes y los más resistentes al desgaste pero presentan formación y crecimiento rápidos del cráter cuando mecanizan aceros. Para mejorar su resistencia a la formación del cráter, se añaden carburo de titanio y carburo de tantalio a la composición básica, y se obtiene así un carburo tungsteno-tantalio o un carburo tungsteno-titanio.

Más recientemente, se ha producido carburo de titanio cementado en la forma de pastillas desechables. Este material es más resistente al desgaste que el carburo de tungsteno pero tiene la desventaja de poseer una resistencia menor. Sin embargo, el desarrollo en la manufactura de este material ha conducido a un mejoramiento de su resistencia hasta permitir el empleo de velocidades de corte que se aproximan a las permitidas por los materiales cerámicos; este material mejorado puede ser usado en el corte semibastido de aceros y de ciertos hierros fundidos. Se cree que para el final de la actual década al menos la mitad del mecanizado del acero será realizado usando carburo de titanio cementado⁷.

El requisito básico para material de herramientas que desbasten eficientemente el acero es poseer la tenacidad del carburo de tungsteno y una resistencia al desgaste superior a la del carburo de titanio. Por esta razón se ha prestado mucho interés al recubrimiento del carburo de tungsteno cementado con una capa delgada de un material más duro. Existen datos sobre el éxito obtenido con recubrimientos de carburo de titanio⁸, dióxido de titanio⁹, y nitruro de titanio¹⁰. Estos recubrimientos varían entre 5 y 8 μm de espesor y se ha encontrado que eliminan prácticamente la interfusión entre la viruta y la herramienta. Finalmente cuando el recubrimiento ha sido desgastado por abrasión, el desgaste por unidad de tiempo resulta ser el mismo que para la herramienta no recubierta.

Los óxidos sinterizados, o cerámicas, se producen por sinterización de óxido de aluminio y varios nitruros de boro pulverizados; estos componentes son mezclados y sinterizados a 1700°C, aproximadamente. Los óxidos sinterizados se pueden usar a velocidades de corte dos o tres veces superiores a las empleadas con carburos de tungsteno, son muy duros, y poseen una resistencia elevada a la compresión y a la conductividad térmica baja; son, sin embargo, extremadamente frágiles y se pueden usar en aquellos casos en los que no se presentan cho-

ques o vibraciones. Se encuentran disponibles en la forma de pastillas desechables, y se utilizan en torneado de acabado a alta velocidad.

4.5 MATERIAL DE TRABAJO

El término *maquinabilidad* se aplica a menudo a los materiales de trabajo para describir sus propiedades de mecanización; puede tener varios significados según el proceso que esté bajo consideración. Cuando se establece que el material A es más mecanizable que el material B, esto puede significar que se obtiene un menor desgaste de la herramienta por unidad de tiempo con el material A, o que se obtiene un mejor acabado superficial con el material A, o que se requiere menos potencia para mecanizar el material A. Es claro que, en procesos de acabado, el desgaste de la herramienta y el acabado superficial son los parámetros más importantes; en operaciones de desbaste, el desgaste de la herramienta y el consumo de potencia son importantes.

Debe observarse que cualquier declaración con respecto a la maquinabilidad puede aplicarse únicamente bajo el conjunto particular de circunstancias existentes cuando se hizo la observación. Por ejemplo, bajo un conjunto de condiciones dadas puede obtenerse un mejor acabado superficial con el material A que con el material B; sin embargo, bajo otro conjunto de condiciones, digamos con una herramienta de material diferente, la situación puede invertirse. Un comportamiento semejante puede ocurrir con los otros criterios de maquinabilidad, el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo y el consumo de potencia. Para complicar aún más la situación, si se ordena un cierto grupo de materiales de acuerdo con su maquinabilidad según el criterio de desgaste de la herramienta, éstos pueden ser ordenados en forma diferente si se utilizan los criterios de acabado superficial o de consumo de potencia. Es claro que el término maquinabilidad tiene poco significado, excepto en un sentido cualitativamente amplio.

Aunque "maquinabilidad" es significativo solamente en un sentido cualitativamente amplio, se han realizado muchos intentos por obtener una medida cuantitativa —un índice o número de maquinabilidad—. Sería muy útil un método para obtener tal índice, si los resultados fuesen significativos, particularmente para los productores de acero, que deben realizar algún tipo de prueba para verificar las propiedades de mecanización de sus productos. En razón de la necesidad de una mayor productividad, los usuarios de metales se están interesando cada vez más en las propiedades de mecanización de sus materiales de trabajo y, por supuesto, apreciarían un método rápido y confiable para verificar esta propiedad. Se han propuesto muchos métodos ingeniosos para obtener datos acerca de la maquinabilidad y algunos de ellos aún son usados. Aunque estos métodos son de significación dudosa, pueden ser usados para medir la variación en alguna propiedad de mecanización de materiales de la misma especificación. Sería muy difícil probar que los resultados de estos ensayos producen información cuantitativa de interés práctico acerca de las propiedades de mecanización; sin embargo, la expe-

riencia ha demostrado que estos resultados sirven a manera de guía para el estudio de dichas propiedades.

4.5.1 Desgaste de la herramienta y ensayo de maquinabilidad

La obtención de datos de desgaste de herramientas, tales como los que se ilustran en las figs. 4.2, 4.4 y 4.9, es supremamente tediosa e involucra una serie de mediciones tomadas cuidadosamente durante largos períodos de tiempo. Estos ensayos consumen necesariamente una gran cantidad de material de trabajo y varias herramientas experimentales. Los aditivos e inclusiones en los materiales comerciales pueden variar a causa de la segregación, de tal forma que se pueden presentar discrepancias considerables en el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo entre el interior y el exterior de la muestra; estas variaciones también pueden ocurrir a lo largo de la muestra. En los materiales para herramientas de la misma especificación nominal también pueden ocurrir variaciones considerables. Se sabe que las herramientas de carburo pueden presentar variaciones en la resistencia al desgaste, aun en pastillas colocadas en el mismo horno durante el proceso de sinterización. Con los aceros rápidos para herramientas, el problema es mayor aún porque las temperaturas de temple son supremamente críticas y la más pequeña variación en las condiciones del tratamiento térmico conduce a una gran variación en el comportamiento de la herramienta.

Por las razones anteriormente mencionadas, los ensayos extensivos de desgaste de herramientas a menudo pueden conducir a resultados erróneos, porque las propiedades de los materiales tanto de la herramienta como de trabajo pueden variar durante la serie de ensayos. El ensayo de duración de la herramienta para el torneado recomendado por la ISO² trata de disminuir estos problemas mediante la especificación rigurosa tanto de los materiales de trabajo y de la herramienta como de las condiciones del ensayo. Sin embargo, es deseable contar con algún método que permita la realización rápida y económica (que requiera una pequeña cantidad de material de trabajo y una sola herramienta) del ensayo de desgaste; en este sentido han sido propuestos varios métodos de ensayo.

Un método de ensayo rápido es el conocido como *ensayo de desgaste acelerado*, y un ejemplo de este tipo de ensayo involucra el refrentado en el torno. En este ensayo, la velocidad de rotación de la pieza es elevada, y la herramienta es desplazada radialmente desde el eje de la pieza hacia afuera. Las condiciones se escogen de tal forma que la herramienta falle totalmente antes de alcanzar el diámetro exterior de la pieza. La distancia radial mecanizada se considera como una medida de las características de mecanización del conjunto de herramienta-pieza que se usa en el ensayo. Aunque este método es útil como un ensayo comparativo para varios materiales de la herramienta o de la pieza, los resultados obtenidos dan poca información con respecto a la naturaleza fundamental del desgaste durante el mecanizado y no dan una medida absoluta del rendimiento de la herramienta que puede ser relacionada con su comportamiento en situaciones prácticas.

Otro tipo de ensayo de desgaste rápido involucra una técnica especial de medición de pequeñas cantidades de desgaste. En este método las superficies de trabajo de la herramienta son preparadas y pulidas cuidadosamente; luego, la herramienta es usada para cortar el material de la pieza de muestra durante un período de tiempo corto, y se mide el desgaste ocurrido en el flanco de la herramienta. Este método tiene la desventaja de medir las características del desgaste inicial o desmoronamiento inicial del filo de la herramienta, las cuales no siempre son representativas del comportamiento de la herramienta en las etapas de desgaste posteriores. Una técnica usada para medir pequeñas cantidades de desgaste de las herramientas es la técnica de trazas radiactivas. En este método la herramienta que va a ser usada en el ensayo es irradiada por una fuente radiactiva antes de la iniciación de la prueba. Las virutas producidas durante el ensayo son recogidas y su actividad es medida con un contador de radiactividad; la lectura es considerada una medida del desgaste de la herramienta de corte. Este método es útil como una prueba comparativa.

Un ensayo de desgaste rápido propuesto más recientemente requiere que la herramienta sea preparada esmerilando una zona de desgaste artificial en su flanco. Se miden las variaciones en la magnitud de esta zona de desgaste ocasionadas por una pequeña cantidad de mecanización, y se obtiene así el desgaste por unidad de tiempo de la herramienta en la región lineal de la curva de desgaste (fig. 4.2). Para este ensayo, debe tenerse el cuidado de esmerilar la zona artificial de desgaste con un ángulo de holgura ligeramente negativo para que el contacto friccionario entre la herramienta y la pieza sea establecido desde el principio de la prueba.

En todas las teorías de desgaste progresivo de la herramienta se espera que el desgaste por unidad de tiempo aumente con un incremento en el contacto metálico entre la herramienta y la pieza y con un aumento en la temperatura. En el cap. 2 se demostró que la fricción entre la viruta y la herramienta depende en gran medida del contacto metálico entre ellas, y por lo tanto podría esperarse que existiese alguna relación entre el desgaste de la herramienta y la fricción entre ella y la viruta, y entre el desgaste de la herramienta y la temperatura. Existe una relación de este tipo, ya comprobada en el pasado, que explica la razón por la cual, bajo muchas condiciones, las medidas de la fricción entre la viruta y la herramienta o de las temperaturas de corte pueden servir como un indicativo útil de comportamiento del desgaste de la herramienta para una combinación de materiales de la pieza y de la herramienta dada. Tales menciones son usadas como ensayos de maquinabilidad y tienen la gran ventaja de requerir muy poco material de trabajo.

4.5.2 Factores que afectan la maquinabilidad de los metales

En general, puede decirse que una dureza elevada implica una maquinabilidad baja a causa del consumo de potencia y de las temperaturas y por consiguiente el

desgaste de la herramienta por unidad de tiempo será alto. Sin embargo, muchos otros factores afectan la maquinabilidad, y también puede afirmarse que, en general, los metales puros tienden a adherirse a las superficies de trabajo de la herramienta de corte, dando lugar a la aparición de la fricción y desgaste de la herramienta por unidad de tiempo. Por ejemplo, cuando se mecaniza hierro puro, las fuerzas de corte y el desgaste de la herramienta son supremamente elevados, casi tan elevados como los valores que obtienen cuando se mecanizan aceros aleados muy tenaces.

La adición deliberada de azufre, plomo o telurio tanto a los metales no ferrosos como a los aceros aumenta la productividad y mejora el acabado superficial, pero no se entiende completamente el mecanismo de trabajo de estos aditivos. Parece que los aditivos mencionados reducen el contacto metálico entre la herramienta y el material de trabajo, por lo tanto, reducen la fricción y el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo. Estos constituyentes no afectan grandemente las propiedades mecánicas del metal base a temperatura ambiente, pero a temperaturas elevadas dichas propiedades pueden ser afectadas notablemente. El efecto del azufre, el plomo o el telurio sobre las propiedades de los metales a temperaturas elevadas limita el uso de estos metales denominados de alta maquinabilidad, pero a pesar de ello tienen gran aplicación en la práctica y su demanda es elevada. La falta de una teoría sobre el efecto del material de la pieza en el desgaste de la herramienta dificulta la labor de los ingenieros y metalúrgicos involucrados en la producción. Por ejemplo, con la automatización creciente de los procesos de mecanizado es necesario mantener características consistentes del desgaste de las herramientas, pero es bien conocido que ocurren grandes diferencias en el desgaste aun para herramientas de la misma especificación. Estas diferencias, por lo general, no están relacionadas con las propiedades del material que se miden normalmente.

Se encuentran dificultades particulares para mecanizar los metales desarrollados para aplicaciones a temperaturas elevadas, tales como los metales usados en la construcción de turbinas. Usualmente no es posible agregar elementos de alta maquinabilidad a estos metales y por lo tanto se deja la solución de estos problemas de mecanización a los ingenieros de herramientas y de producción. Algunos de estos problemas se están haciendo tan difíciles que otras técnicas de mecanización, tales como el mecanizado electroquímico, se han vuelto más económicas; estas técnicas de mecanización se presentan en el cap. 13.

REFERENCIAS

1. Bowden, F. P., y D. Tabor: "Friction and Lubrication of Solids", Oxford University Press, Londres, 1954.
2. Tool Life Testing with Single-Point Turning Tools /ISO, 5th Draft Proposal, ISO/TC 29/WG 22 (Secretariat 37) 91, marzo, 1972.
3. Taylor, F. W.: On the Art of Cutting Metals, *Trans. ASME*, vol. 28, pág. 31, 1906.

4. Trent, E. M.: Tool Wear and Machinability, *The Production Engineer (Londres)*, vol. 38, no. 3, pág. 105, 1959.
5. Cherry, J. Practical Investigation in Metal Cutting, *The Production Engineer (Londres)*, vol. 41, No. 2, pág. 90, 1962.
6. Boothroyd, G., J. M. Eagle, y A. W. J. Chisholm: Effect of Tool Flank Wear on the Temperatures Generated during Metal Cutting. *Advances in Mach. Tool Des. Res.*, pág. 667, 1967.
8. Horlin, N. A.: TiC Coated Cemented Carbides—Their Introduction and Impact on Metal Cutting, *The Production Engineer (Londres)*, vol. 50, no. 4-5, págs. 153-159, abril-mayo, 1971.
9. Suh, N. P., y B. J. Sanghvi: Frictional Characteristics of Oxide-treated and Untreated Tungsten Carbide Tools, *J. Engrg. for Ind.*, serie B, vol. 93, no. 2, págs. 455-460, mayo, 1971.
10. Feinberg, B.: Longer Life from TiN Tools, *Mfg. Engrg. and Mgmt.*, vol. 67, no. 1, págs. 16-18, julio, 1971.

PROBLEMA

1. Una herramienta de filo principal único tiene un ángulo de inclinación normal de 0° y un ángulo de holgura de 2° . ¿En qué porcentaje se aumentaría la duración de la herramienta entre reafileados si el ángulo de holgura fuese de 8° ? (Suponga que la herramienta es reafileada después de que su flanco se ha desgastado en una cierta cantidad y el desgaste por unidad de tiempo de la herramienta normal a la zona de desgaste es constante.)

5

Fluidos de Corte y Acabado Superficial

5.1 FLUIDO DE CORTE

Los fluidos de corte, generalmente en estado líquido, se aplican a la zona de formación de la viruta con el propósito de mejorar las condiciones del corte (en comparación con el corte en seco). El carácter de los fluidos puede tomar varias formas que dependen de los materiales de la herramienta y de la pieza y fundamentalmente de las condiciones de corte. El fluido de corte actúa principalmente de dos maneras, como refrigerante y como lubricante. La mayoría de los refrigerantes usados en la práctica tienen como base aceites minerales o vegetales, siendo más comunes los primeros. Algunos de estos aceites se aplican en forma de emulsión con agua (aceites solubles) y el resto sin disolución en agua, puros o con algunos aditivos. Generalmente debido a su mayor capacidad de conducción de calor, se usan las emulsiones de agua-aceite donde el requisito más importante es la refrigeración, que representa más o menos el 90 por ciento de las operaciones en máquinas herramientas. Los aceites no disueltos se usan cuando la consideración más importante es la lubricación; su uso se restringe a las operaciones de corte a baja velocidad, tales como roscado, brochado y fresado de engranajes.

5.2 ACCION DE LOS REFRIGERANTES

Con la aplicación de refrigerantes a los procesos de corte se obtienen algunas ventajas:

1. Un incremento en la vida de la herramienta por la reducción de la temperatura en la zona del filo.
2. Manejo más fácil de la pieza terminada.
3. Reducción en la distorsión térmica debida a los gradientes de temperatura generados dentro de la pieza durante el mecanizado.

Los dos últimos factores son más importantes en el rectificado. Los datos sobre el efecto de un refrigerante en la vida de la herramienta se han obtenido en pruebas con brocas; estas pruebas han mostrado un incremento notorio en la duración de las mismas por efecto del refrigerante. Parece que estos incrementos son causados por la reducción de temperatura en la región de la punta de la broca, pero los trabajos sobre las temperaturas de corte descritos en el capítulo 3 sugieren que las pérdidas de calor de la superficie expuesta de la herramienta y de la pieza tienen muy poco efecto en las temperaturas en la región del filo. Puede sólo suponerse que el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo es extremadamente sensible a los pequeños cambios de temperatura en la región de las superficies de desgaste que resultan de la aplicación de un refrigerante.

Holmes¹ describe las características generales de los fluidos de corte solubles en agua (tabla 5.1) y ha desarrollado la guía para su selección presentada en la tabla 5.2.

5.3 ACCION DE LOS LUBRICANTES

5.3.1 Lubricación límite

Bowden y Tabor² demostraron que en condiciones de alta temperatura y presión y baja velocidad de deslizamiento no se podía mantener la película hidrodinámica, y que así se presenta contacto directo. La resistencia al movimiento debido a la fricción bajo estas condiciones surge de una combinación de corte de las rugosidades y corte viscoso del fluido; esto se conoce como *lubricación límite* y es afectada grandemente por la naturaleza de la capa de fluido (capa límite), entre las superficies de los metales en contacto. Una capa límite de lubricación funciona por la reducción del área de contacto metálico íntimo entre las dos superficies. Algunos lubricantes que poseen "ingredientes reactivos" (aditivos de extrema presión de azufre, fósforo o cloro) pueden ofrecer una superficie de protección considerablemente mayor durante el deslizamiento por la formación de una capa sólida-lubrificante. Esta capa de lubricante sólido a menudo producto de una reacción química entre el lubricante y la superficie del metal, permanece eficaz a temperaturas cercanas a su punto de fusión.

TABLA 5.1 Características generales de los fluidos de corte solubles en agua*.

Tipo de lubricante	Características
Aceites solubles, emulsificables	
Uso general	Usados en proporciones entre 1:10 y 1:40 y dan una emulsión lechosa. Se aplican para propósitos generales.
Tipo claro	Usados en proporciones entre 1:20 y 1:60. Las emulsiones varían de translúcidas a claras. Se aplican para rectificado y uso general.
Tipo graso	Usados en concentraciones similares a las de uso general, tienen también apariencia lechosa. Su contenido de grasa animal las hace particularmente efectivas para operaciones generales en metales no ferrosos.
Extrema presión	Generalmente contienen aditivos de extrema presión clorados o sulfurados. Se usan en soluciones entre 1:10 y 1:20 donde se necesita un rendimiento mejor que el de los tipos anteriores.
Soluciones químicas	
Fluidos de rectificado	Son esencialmente soluciones de inhibidores químicos de corrosión en agua. Se usan en soluciones entre 1:50 y 1:100 para operaciones de rectificado de hierro y acero.
Fluidos de corte sintéticos	Contienen principalmente inhibidores de corrosión solubles en agua y aditivos activos de superficie y que soportan cargas. Se usan en soluciones entre 1:10 y 1:40 para corte y en soluciones más altas para el rectificado. La mayoría son apropiados para metales ferrosos y no ferrosos.
Fluidos de corte sintéticos	Similares en características a los sintéticos de uso general pero contienen aditivos de extrema presión para dar mejores rendimientos al usarse con metales ferrosos.

* Según Holmes.

Cuando dos superficies metálicas, cada una de las cuales tiene su capa de lubricante sólido, se ponen en contacto y se les aplica una carga normal, la deformación resultante de las rugosidades ocasiona alguna penetración de la capa lubricante y se establece el contacto metálico (fig. 5.1).

Si se considera el área real de contacto A_r como el área que soporta la carga y γ_m es la proporción de esa área donde ocurre contacto metálico, la fuerza de fricción F_f requerida para el corte continuo de las uniones entre las asperezas superficiales puede escribirse así

$$F_f = A_r [\gamma_m \tau_1 + (1 - \gamma_m) \tau_2] \quad (5.1)$$

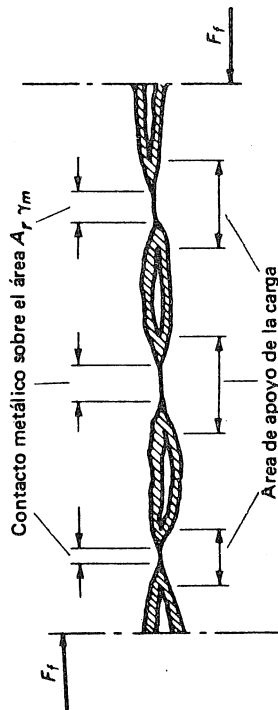


FIG. 5.1 Deslizamiento entre superficies con capa lubricante sólida, donde F_f = fuerza de fricción, τ_1 = resistencia a la cizalladura del material más blando, y τ_2 = resistencia a la cizalladura de la capa de lubricante.

donde τ_1 y τ_2 son respectivamente las resistencias a la cizalladura del metal más blando y la capa de lubricante más blanda. Así si γ_m permanece esencialmente constante para valores dados de τ_1 y τ_2 , la fuerza de fricción será proporcional a A_r , así que se cumplirá la ley de Amonton igual que para superficies deslizantes no lubricadas. Si la temperatura en la interfase aumenta hasta que la capa de lubricante se funde, la capa pierde su rigidez y ocurre un gran incremento en el contacto metálico; si τ_1 es mayor que τ_2 , F_f aumenta. Como la temperatura en la interfase sigue aumentando, la fuerza de fricción y el daño superficial se vuelven característicos del contacto deslizante sin lubricación, aunque el lubricante esté visiblemente presente en la superficie. Se dice entonces que la capa de lubricante es completamente movediza. Así, en la ecuación (5.1), cuando se supera el punto de fusión de la capa de lubricante, γ_m tiende a la unidad y F_f tiende a $A_r\tau_1$, aproximándose entonces a las condiciones de fricción deslizante seca.

5.3.2 Lubricación en el corte de metales

La aplicación de un lubricante a un proceso de corte, bajo ciertas condiciones, puede resultar en una reducción de la fricción en la cara de la herramienta; esta reducción puede ocasionar una disminución de la potencia consumida, un incremento en la vida de la herramienta, y, más importante, un mejoramiento en el acabado superficial de la pieza al reducir la ocurrencia del filo recrecido. La acción de los lubricantes de corte ha sido un tópico fascinante para la investigación. Durante algún tiempo se supo que podría alcanzarse una considerable reducción en el coeficiente medio de fricción en la cara de la herramienta, bajo ciertas condiciones, con la aplicación del lubricante apropiado. Sin embargo, muchos de los lubricantes más aceptados pueden tener poco o ningún efecto en la operación de corte. También se ha demostrado que otros fluidos y productos químicos (por ejemplo, el tetracloruro de carbono), casi nunca usados como lubricantes en las aplicaciones normales, pueden tener influencia importante en los procesos de corte reduciendo el consumo de potencia, en algunos casos hasta el 60 por ciento.

Material de la Pieza	Operaciones				Rectificado				Torneado				Fresado				Taladrado				Corte de engranajes por cepillado				Corte de engranajes por fresado				Brochado				Roscado con macho			
	Aleaciones no ferrosas y corte libre				Acetes solubles de uso general y de tipo claro				Acete soluble de uso general, tipo graso				Acete soluble de uso general o de tipo graso				Acete soluble de uso general o de tipo graso (preferibles los acetes de cortes puros)				Acete soluble o fluido sintético de extremo presión				Acete soluble o fluido sintético de extremo presión				Acete soluble o fluido sintético de extremo presión				Acetes solubles de uso general o tipo graso (preferibles los acetes de cortes puros)			
	Acetes solubles de uso general				Acete soluble de uso general, tipo graso				Acete soluble de uso general, tipo graso				Acete soluble de uso general, tipo graso				Acete soluble de uso general, tipo graso				Acete soluble de uso general, tipo graso				Acete soluble de uso general, tipo graso				Acete soluble de uso general, tipo graso				Acete soluble de uso general, tipo graso			
	Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general			
Aceros de corte libre y bajo carbono	Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general			
Aceros de medio carbono	Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general			
Aceros aleados y de alto carbono	Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general			
Aceros inoxidables y resistentes al calor	Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general				Acetes solubles de uso general			

* Según Holmes.

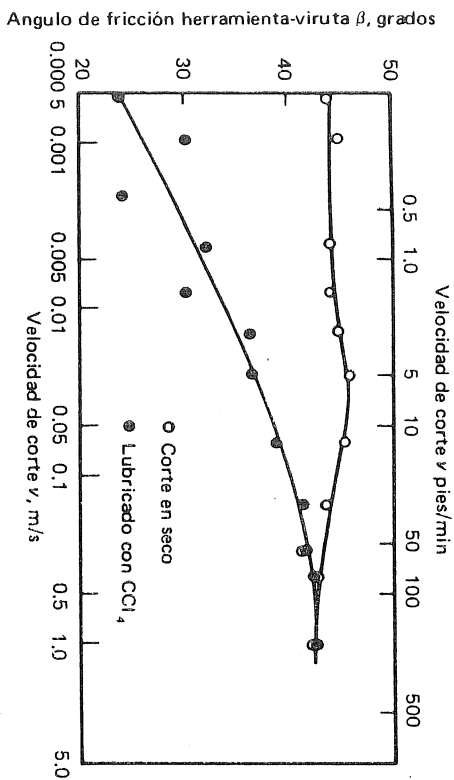


FIG. 5.2 Efecto de la velocidad de corte en la acción lubricante del tetracloruro de carbono, con cobre como material de trabajo, espesor de viruta no deformada 0.25 mm (0.01 pulg.), longitud de contacto viruta-herramienta de 0.3 mm (0.012 pulg.) e inclinación de la herramienta de 45° (Según Cassin y Boothroyd³).

Las presiones extremadamente altas que se presentan en la región de la interfase herramienta-viruta durante el mecanizado no permiten una completa lubricación hidrodinámica, en la cual la viruta y la herramienta estarían separadas por una capa delgada de fluido. Se sabe que la acción lubricante de los fluidos de corte es principalmente de tipo químico. Por ejemplo, nótese el efecto lubricante del tetracloruro de carbono (CCl_4) cuando se mecaniza cobre; puede verse en la fig. 5.2 que en las velocidades de corte bajas, la fricción en la interfase herramienta-viruta se reduce considerablemente por la aplicación del fluido. Se ha demostrado que este efecto surge de la formación de una película de cloruro de cobre de baja resistencia a la cizalladura en la interfase herramienta-viruta, la cual actúa como lubricante límite, previniendo en buena parte el contacto metálico íntimo entre viruta y herramienta. En el corte en seco ese contacto produce una gran zona de deformación secundaria que tiene la apariencia de un filo recrecido estable. El efecto del lubricante es reducir el contacto íntimo herramienta-viruta y así eliminar el filo recrecido y la deformación secundaria, lográndose de este modo una reducción de la fricción y disminuyendo las fuerzas requeridas, para la formación de la viruta.

En el trabajo de Cassin y Boothroyd³ se trata el efecto del CCl_4 en el mecanizado del cobre, en dos etapas que se describen a continuación.

5.3.2.1 Etapas de lubricación con CCl_4

En la primera etapa de la lubricación, debido al poco tamaño de sus moléculas, el fluido penetra o se difunde a través de la estructura severamente deformada del material de la pieza en la zona primaria de deformación. Este efecto de pene-

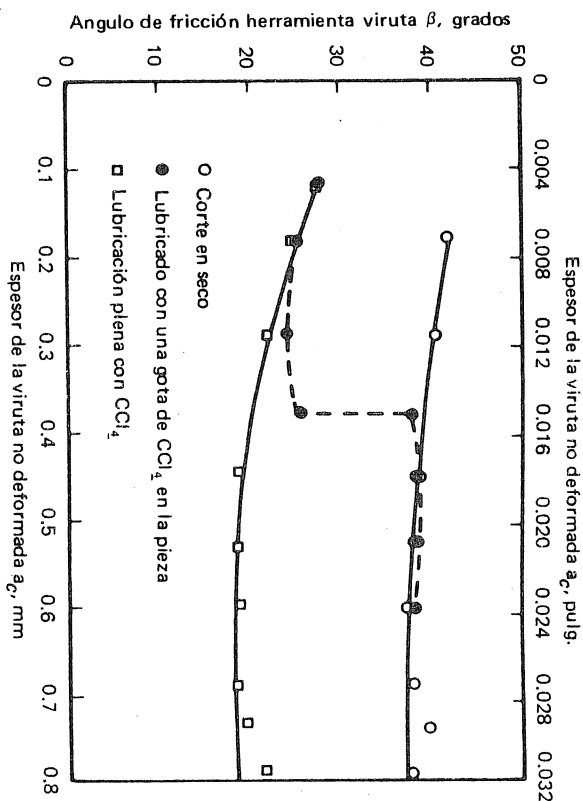


FIG. 5.3 Efecto del espesor de la viruta no deformada en la acción lubricante del CCl_4 con cobre como material de trabajo, la razón de longitud de contacto herramienta-viruta a espesor de viruta no deformada es 1.2, y la inclinación de la herramienta es 40° (Según Cassin y Boothroyd³).

tración se indica claramente en la fig. 5.3 donde se mide la acción lubricante de una gota de CCl_4 , colocada en la pieza durante una operación de cepillado, para varios espesores de viruta no deformada. Para espesores menores de 0.2 mm (0.008 pulg.) el efecto es igual que si la región de corte estuviera bañada completamente en lubricante. Con espesores mayores de 0.4 mm (0.016 pulg.) la gota de CCl_4 no tuvo efecto, indicando que el lubricante no fue capaz de penetrar a esas profundidades antes de que la viruta subiera por la cara de la herramienta.

En la segunda etapa de la lubricación el CCl_4 llega a la interfase herramienta-viruta y reacciona con la subcapa de la viruta recién formada. Esta superficie no ha estado todavía expuesta a la atmósfera y se encuentra libre de óxido o de otras películas contaminantes. Las altas presiones en esta región ayudan a la descomposición del CCl_4 , y el cloro libre reacciona con la superficie limpia de cobre. Esta reacción causa la formación de la película de cloruro de cobre, que actúa como lubricante sólido.

5.3.2.2 Características de un lubricante eficiente en el corte de metales

El trabajo descrito anteriormente sugiere que para que un compuesto químico puro actúe como lubricante eficiente debe tener las siguientes propiedades:

1. Tener moléculas pequeñas que permitan una difusión rápida y penetración a la interfase herramienta-viruta.
2. Contener un ingrediente reactivo apropiado que al reaccionar con el material de la pieza forme un compuesto de resistencia a la cizalladura más baja que actúe como lubricante límite.
3. Ser suficientemente inestable como para descomponerse bajo las temperaturas y presiones existentes en la interfase herramienta-viruta.

Se ha hallado que el tetracloruro de carbono (CCl_4), el cloroformo (CHCl_3), el tricloroetano (CH_2CCl_3), y otros hidrocarburos clorinados son lubricantes eficaces cuando se cortan muchos metales a bajas velocidades. Una excepción importante es, sin embargo, el mecanizado del plomo. El compuesto que se forma es cloruro de plomo que tiene una mayor resistencia a la cizalladura que el mismo plomo. En estas circunstancias se presenta un incremento de la fricción debido a la aplicación del fluido.

La principal desventaja del uso de compuestos como los mencionados anteriormente es su carácter tóxico. El uso de tetracloruro de carbono en cualquier proceso que involucre altas temperaturas tiene el inconveniente de que el CCl_4 produce un gas muy venenoso. Sin embargo, una forma de metil-cloroformo (tri-

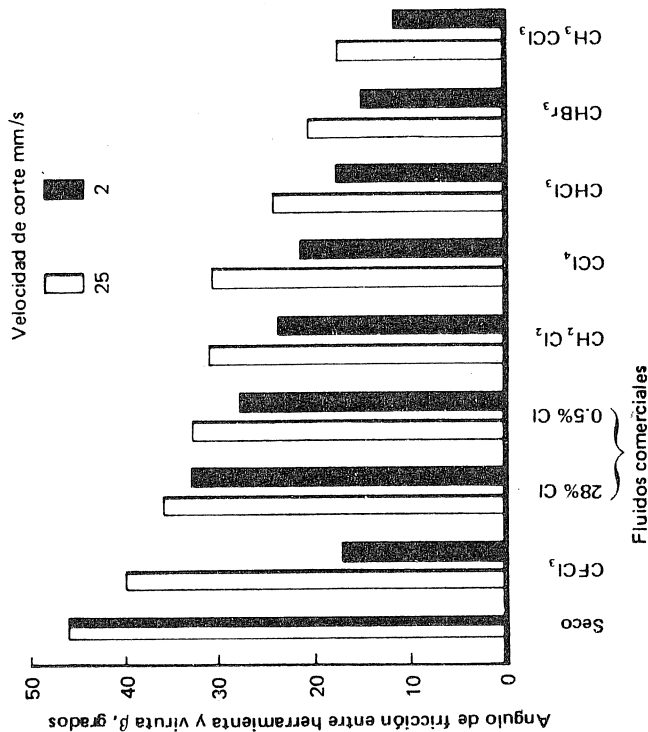


FIG. 5.4 La acción lubricante de varios fluidos con cobre como material de trabajo, el espesor de viruta no deformada es 0.25 mm (0.01 pulg) y la inclinación de la herramienta 45° . (Todos los fluidos son aplicados abundantemente.) (Según Cassin y Boothroyd.)

cloroetano inhibido), un lubricante extremadamente eficaz bajo condiciones de baja velocidad, ha trabajado con éxito en el brochado y el roscado con macho y cuenta con una toxicidad muy baja.

La fig. 5.4 indica la magnitud del efecto lubricante cuando se mecaniza cobre con varios compuestos y dos fluidos comerciales que contienen aditivos clorinados. Puede verse que el efecto lubricante de los fluidos comerciales es relativamente pequeño, probablemente debido a su insuficiente penetración en la interfase herramienta-viruta durante el mecanizado. Claramente los mayores beneficios se pueden obtener si se encuentra un compuesto suficientemente seguro para usarlo en un rango de condiciones de corte prácticas.

La efectividad de todos los lubricantes disminuye con el incremento de la velocidad de corte. La fig. 5.2 ilustra un ejemplo, donde la aplicación de CCl_4 durante el mecanizado del cobre no surte efecto en el ángulo de fricción viruta-herramienta a velocidades de corte mayores de 0.5 m/s (100 pie/min). Esto puede explicarse en parte por una pérdida de penetración del fluido en la interfase herramienta-viruta a estas altas velocidades y en parte por las elevadas temperaturas, las cuales de acuerdo con la discusión en Lubricación límite al comienzo del capítulo, reducen la efectividad de la capa de lubricación.

La discusión anterior ha tratado sobre el efecto de un lubricante en la fricción herramienta-viruta durante el mecanizado, la cual, en sí, es de poco interés para el operario. El estaría más interesado en el acabado superficial resultante, particularmente a velocidades de corte bajas donde el efecto del filo recrecido es más pronunciado. Naturalmente que una reducción en la fricción entre herramienta y viruta implica una reducción del tamaño de un filo recrecido o su completa eliminación y esto mejora el acabado superficial. Puede aceptarse entonces que la medición de los efectos de los lubricantes en la fricción herramienta-viruta son una buena guía para su comportamiento en la práctica.

Las tablas 5.3 y 5.4 presentan respectivamente las características de los aceites de corte puros y una guía para su escogencia.

5.4 ASPEREZA SUPERFICIAL

La aspereza superficial obtenida al final de una operación de mecanizado puede considerarse como la suma de dos efectos independientes:

1. La aspereza superficial "ideal" que es un resultado de la geometría de la herramienta y del avance o velocidad de avance
2. La aspereza superficial "natural" que depende de las irregularidades en la operación.

5.4.1 Aspereza superficial ideal

La aspereza superficial ideal representa el mejor acabado que se puede obtener de una forma de herramienta y avance y sólo puede alcanzarse si se eliminan el filo recrecido, la vibración, las imprecisiones en los movimientos de la máqui-

TABLA 5.3 Características de los aceites de corte puros*

Aceite No.	Descripción	Viscosidad $\mu \cdot m^2/s$ at 38° C
1	Viscosidad muy baja, aceite inactivo que contiene aditivos grasos y clorinados	5.5
2	Aceite inactivo con aditivo graso sulfurado de extrema presión	2.5
3	Igual al No. 2 pero con mayor contenido aditivo	19.7
4	Aceite multipropósito clorinado de extrema presión con aditivos anti-adhesivos-deslizantes	37.8
5	Aceite activo con azufre libre y grasos sulfurados	25.0
6	Similar al No. 5 pero con mayor contenido aditivo	19.7
7	Aceite de extrema presión inactivo con aditivos grasos y clorinados; color claro	40.2
8	Aceite activo de baja viscosidad con azufre libre y aditivos grasos sulfurados	12.5
9	Aceite de extrema presión, activo, altamente clorinado y de uso especial	12.5

* Según Holmes¹

na-herramienta, etc. En la figura 5.5 (a) se ilustra este acabado para el torneado con herramienta de punta aguda.

Para efecto del análisis y comparaciones cuantitativas es de utilidad expresar la rugosidad de las superficies mecanizadas en términos de un solo índice o factor. El índice que comúnmente se usa es el promedio aritmético R_a y puede encontrarse de la manera siguiente:

En la curva de la fig. 5.5 (b), que muestra un corte de la superficie en consideración, se encuentra primero una línea media, paralela o la dirección general de la superficie, que divida la superficie de tal manera que la suma de las áreas bajo la línea sea igual a la suma de las áreas sobre la línea.

El valor R_a está dado por la suma de los valores absolutos de todas las áreas por encima y por debajo de la línea media, dividida por la longitud de muestra.

En la fig. 5.5 R_a será:

$$R_a = \frac{| \text{área } abc | + | \text{área } cde |}{f} \quad (5.2)$$

donde f es el avance.

Dado que las áreas abc y cde son iguales,

$$R_a = \frac{2}{f} (\text{área } abc) = \frac{R_{\max}}{4} \quad (5.3)$$

TABLA 5.4 Guía para la selección de aceites de corte puro.

OPERACION	MATERIAL DE LA PIEZA					
	Aleaciones ferrosas de corte libre	Aleaciones no ferrosas tenaces	Aceros de corte libre y bajo carbono	Aceros de medio carbono	Aceros aleados y de alto carbono	Aceros inoxidables y resistentes al calor
Rectificado de roscas y de forma	2	3	5	6 ó 7		7
Torneado	2 ó 4	3 ó 4		3,4 ó 5	6 ó 4	6 ó 7
Fresado				4 ó 5	6 ó 7	
Taladrado				5 ó 6	6 u 8	8 ó 9
Corte de engranajes por cepillado				5 ó 6		7 u 8
Corte de engranajes por fresado	3		3 ó 5	6 u 8		7 ó 9
Brochado	3 ó 4		6	8 ó 9		9
Roscado con macho	2	2 ó 3		6 u 8		8 ó 9

* Se refiere a los aceites de la tabla 5.3 (Según Holmes¹).

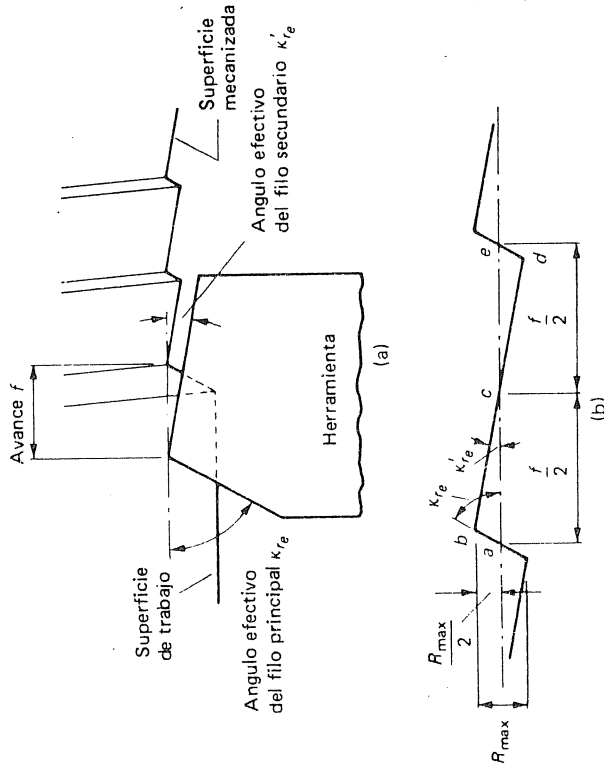


FIG. 5.5 Modelo idealizado del acabado superficial para una herramienta con punta aguda, donde κ'_{re} = ángulo efectivo del filo principal, κ'_{re} = ángulo efectivo del filo secundario, y f : avance. (a) Superficie producida; (b) corte a través de las irregularidades superficiales.

donde $R_{max}/2$ es la altura del triángulo abc .

Es importante anotar aquí que para una superficie que tenga irregularidades triangulares uniformes R_a es igual a la cuarta parte de la altura máxima de las irregularidades.

Ahora, de la geometría,

$$R_{max} = \frac{f}{\cot \kappa'_{re} + \cot \kappa'_{re}} \quad (5.4)$$

donde κ'_{re} y κ'_{re} son los ángulos efectivos de los filos principal y secundario, respectivamente. Substituyendo la ecuación (5.4) en la ecuación (5.3)

$$R_a = \frac{f}{4(\cot \kappa'_{re} + \cot \kappa'_{re})} \quad (5.5)$$

La ecuación (5.5) muestra que R_a para una superficie de ese tipo es directamente proporcional al avance y la de la fig. 5.6 (donde se ha graficado la ecuación (5.5) para un avance y un ángulo efectivo del filo secundario) muestra cómo el valor promedio aritmético es influido por el ángulo efectivo del filo secundario.

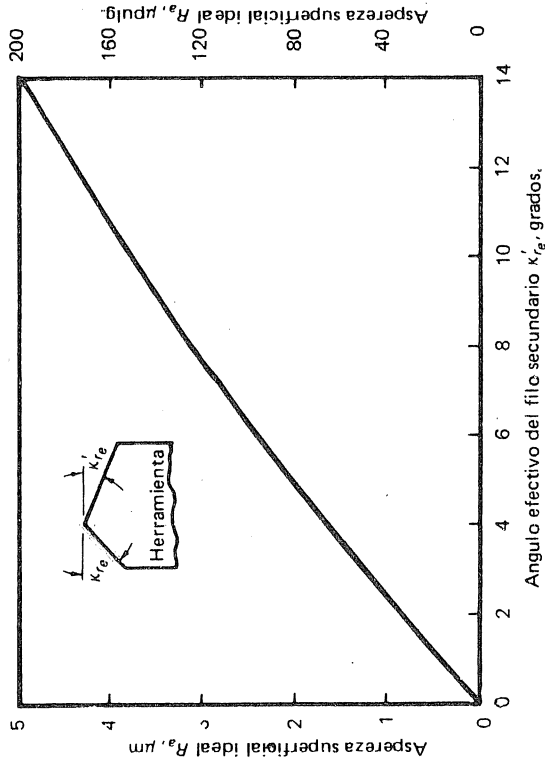


FIG. 5.6 Efecto del ángulo efectivo del filo secundario en un modelo idealizado de aspereza superficial, donde κ'_{re} : 45° y $f = 0.1$ mm (0.004 pulg.).

Las herramientas de corte están generalmente dotadas de una punta redondeada y la fig. 5.7 muestra la superficie producida por una herramienta de ese tipo en condiciones ideales. La obtención de una ecuación teórica que nos dé R_a para esta superficie es mucho más difícil que para el caso anterior, pero puede demostrarse que la siguiente expresión es bastante aproximada:

$$R_a = \frac{0.0324 f^2}{r_e} \quad (5.6)$$

donde r_e es el radio de la punta.

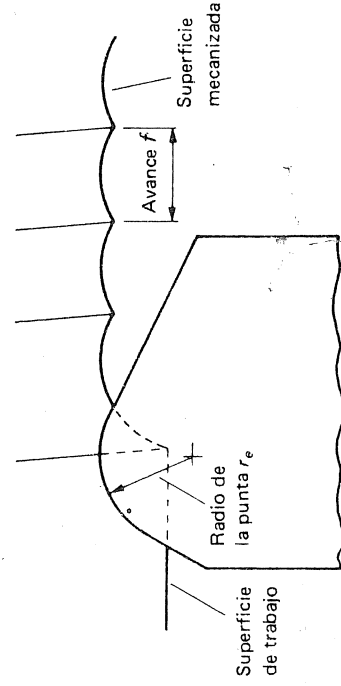


FIG. 5.7 Modelo idealizado del acabado superficial para una herramienta con punta redondeada, donde r_e es el radio de la punta.

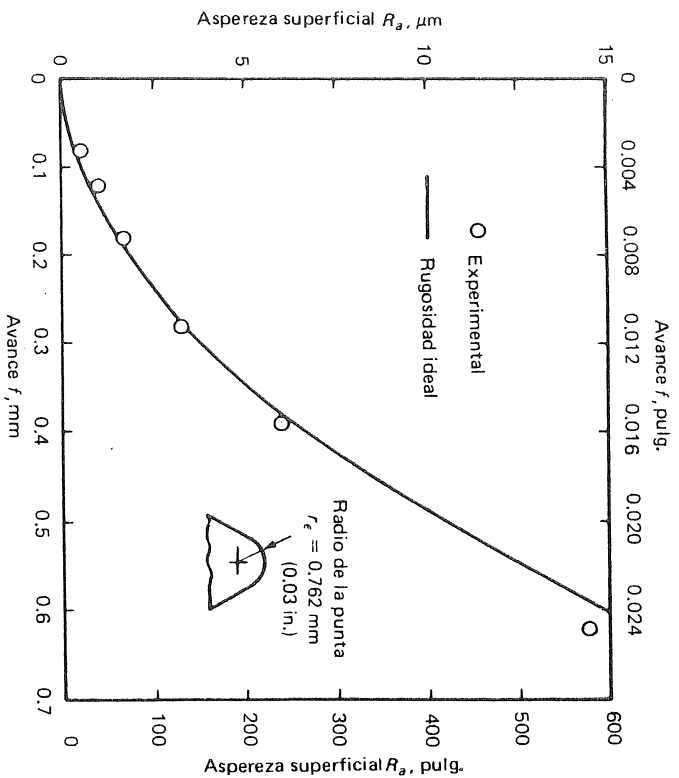


FIG. 5.8 Comparación de resultados experimentales con un modelo idealizado de acabado superficial.

En la fig. 5.8 se compara la ecuación (5.6) con los resultados experimentales, con cobre como material de trabajo y en condiciones de corte escogidos cuidadosamente para que la aspereza superficial natural sea extremadamente baja y no sean visibles en las probetas las imperfecciones del corte (vibración, filo recrecido, etc.). Se usó el torneado y antes de cada prueba se afilaron las herramientas con el radio de la punta correcto. La fig. 5.8 muestra que en este experimento la rugosidad real de las probetas estuvo cerca de la "ideal" para cada avance usado.

5.4.2 Aspereza superficial natural

En la práctica generalmente no es posible obtener condiciones como las descritas atrás y normalmente la aspereza superficial natural contribuye en gran parte a la aspereza real. Uno de los principales causantes es el filo recrecido. Este puede crecer y romperse continuamente introduciendo las partículas fracturadas en la viruta o en la nueva superficie de la pieza. Podría esperarse así que a mayor filo recrecido, mayor aspereza en la superficie producida y que los factores tendientes a reducir la fricción herramienta-viruta y eliminar o reducir el filo recrecido mejorarán el acabado superficial. Tales factores serían un incremento en la velocidad de corte, un cambio de herramienta de acero rápido por carburos, la

introducción de materiales de corte libre como aceros resulturados o con plomo, la aplicación del lubricante correcto a velocidades de corte bajas, etc. En la fig. 5.9 se muestra un ejemplo del efecto de la velocidad de corte, donde para una pieza torneada es mejor el acabado superficial con velocidades de corte altas, aproximándose a la aspereza ideal.

Otros factores que contribuyen comúnmente a la aspereza natural son:

1. La presencia de vibraciones en la máquina herramienta.
2. Imprecisiones en los movimientos de la máquina como por ejemplo en el carro longitudinal del torno.
3. Irregularidades en el mecanismo de avance.
4. Defectos en la estructura del mecanismo de avance.
5. Formación discontinua de viruta cuando se mecanizan materiales frágiles.
6. Ruptura del material de trabajo cuando se cortan materiales dúctiles a bajas velocidades de corte.
7. Daños superficiales causados por el flujo de la viruta, etc.

La discusión anterior se ha limitado a la aspereza superficial producida por herramientas monofilas. Cuando se consideran las herramientas multafilas ha de tenerse en cuenta que debido a las ligeras imprecisiones en la construcción de las mismas o a las imprecisiones del movimiento principal de la máquina herramienta, un diente es el que desempeña un papel dominante en la generación de la superficie mecanizada. Así, en el fresado circular o tangencial, por ejemplo, la aspe-

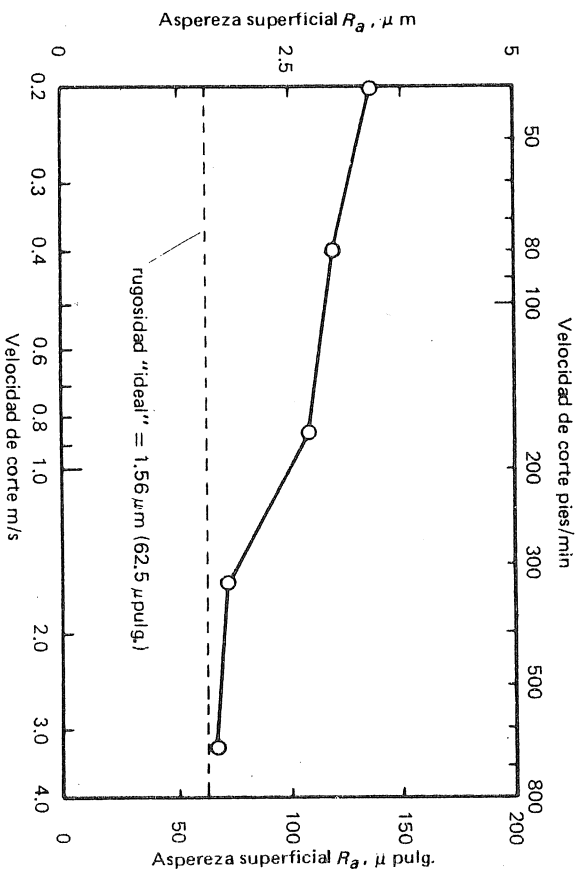


FIG. 5.9 Efecto de la velocidad de corte en el acabado superficial en el torneado de piezas en acero suave.

reza superficial obtenida bajo condiciones ideales puede calcularse suponiendo que la herramienta tiene solo un diente. Haciendo sustituciones apropiadas en la ecuación (5.6) queda

$$R_a = \frac{0.064}{d_t} 2 \left(\frac{v_f}{n_t} \right)^2 \quad (5.7)$$

donde v_f = velocidad de avance

d_t = diámetro de la herramienta

n_t = frecuencia rotacional de la herramienta

Como una guía, puede tomarse que, en general, los procesos de rectificado dan asperezas de 0.05 a 2.5 μm (2 a 100 μ pulg.), torneado con diamante dará de 0.1 a 1.0 μm (4 a 40 μ pulg.) y el fresado y torneado en general darán asperezas mayores de 1 μm (40 μin).

5.4.3 Medición de la rugosidad superficial

Antes de tratar la medición de la rugosidad, es importante tener en cuenta que pueden ocurrir otras clases de imperfecciones de la superficie. Estas son llamadas *fallas superficiales* y *ondulaciones*. Las primeras son irregularidades bastante separadas que se presentan al azar en la superficie. Pueden ser grietas o ravaduras. Las ondulaciones son una forma de imperfección regular donde la longitud de onda es mayor que un valor especificado (generalmente cerca de 1 mm). Las rugosidades son irregularidades más finas que las ondulaciones y van superpuestas sobre éstas. Un término empleado en la medición superficial es el de los

TABLA 5.5 Valores de rugosidad recomendados por la ISO y grados para especificar el acabado superficial.

Valores de rugosidad R_a			Grados de rugosidad	
μm	μpulg			
50	2 000		N12	
25	1 000		N11	
12.5	500		N10	
6.3	250		N9	
3.2	125		N8	
1.6	63		N7	
0.8	32		N6	
0.4	16		N5	
0.2	8		N4	
0.1	4		N3	
0.05	2		N2	
0.025	1		N1	

surcos. Este corresponde a la dirección del patrón superficial predominante y está generalmente determinado por el método de mecanizado usado para producir la superficie. Las mediciones de una superficie se hacen en ángulos rectos a los *surcos*.

Pueden usarse instrumentos para obtener un trazado aumentado de las irregularidades superficiales; este trazado se conoce como *perfil superficial*. Estos instrumentos operan por la amplificación del movimiento vertical de un palpador que se desliza a través de la superficie; pueden producir, además del registro en una tira de papel, una lectura directa de R_a . Esta se obtiene con un rectificador de onda completa y un circuito suavizador conectado a un galvanómetro y la ondulación es eliminada automáticamente por un dispositivo reductor de frecuencia.

La ISO recomienda⁴ una serie de valores de rugosidad y sus correspondientes grados de rugosidad para ser usados cuando se especifiquen acabados superficiales en los dibujos. La relación entre los grados y los valores de rugosidad aparece en la tabla 5.5.

REFERENCIAS

1. Holmes, P. M.: Factors Affecting the Selection of Cutting Fluids, *Industr. Lubrication and Tribology*, vol. 23, no. 2, págs. 47-56, Febrero, 1971.
2. Bowden, F.P., y D. Tabor: "Friction and Lubrication of Solids," Oxford University Press, Londres, 1954.
3. Cassin, C., and G. Boothroyd: The Lubricating Action of Cutting Fluids, *J. Mech. Engng. Sci.* (GB), vol. 7, no. 1, págs. 67-81, Marzo, 1965.
4. Technical Drawings—Methods of Indicating Surface Texture on Drawings, *ISO*, ISO Recommendation R1302, 1ra ed., Enero, 1971.

PROBLEMAS

1. Se emplea una herramienta de torno con punta aguda y ángulo del filo principal de 60° con un avance de 0.05 mm. ¿Qué ángulo debe escogerse para el filo secundario para obtener un promedio aritmético de la rugosidad superficial de 3 μm bajo condiciones ideales?
2. ¿Qué radio de redondeado debe dársele a una herramienta de torno para obtener un R_a de 10 μm con avance de 0.25 mm, trabajando en condiciones ideales?
3. Una fresa circular de 150 mm de diámetro tiene 10 dientes y se usa con una velocidad de avance de 1.5 mm/s. Calcule el promedio aritmético de rugosidad "ideal" cuando la frecuencia rotacional de la fresa es 3s⁻¹.

Economía del Mecanizado

6.1 INTRODUCCION

El volumen de producción por unidad de tiempo y los costos de producción son de vital interés para el ingeniero de manufactura. A pesar de que en la práctica una elevada producción por unidad de tiempo significa probablemente bajos costos, conviene aclarar que estos dos factores deben considerarse separadamente y que las condiciones de manufactura para máxima producción por unidad de tiempo no serán idénticas a las que dan el costo de producción mínimo.

El análisis de estos dos factores puede ser materia delicada y en la mayoría de los casos el análisis es válido sólo para la operación tratada. Sin embargo, a través de los años la experiencia ha dejado una serie de reglas empíricas o de principios para la escogencia de condiciones óptimas de corte para una operación de mecanizado determinada y el objeto del presente capítulo es ilustrar cómo pueden usarse estos principios.

En la discusión siguiente el *tiempo de producción* está definido como el tiempo promedio gastado en producir una pieza, y el *costo de producción* como el costo promedio de realizar una operación de mecanizado en una pieza usando una máquina herramienta.

En general, la producción de una pieza involucra varias operaciones de mecanizado que requieren varias máquinas-herramientas. Así, el costo total de manu-

factura, además del costo de material comprende muchos otros aspectos. Por ejemplo, el material debe pasar por la primera máquina y cuando el primer proceso de mecanizado ha concluido la pieza debe ser desmontada y almacenada temporalmente, transportada eventualmente a la segunda máquina herramienta y así sucesivamente. En la práctica se ha encontrado que el costo de manejo de piezas entre las máquinas puede representar una parte importante de los costos totales de manufactura. Sin embargo, el tema de manejo de materiales no se tratará aquí. Se supondrá que las piezas son arrumadas cerca de la máquina herramienta al alcance del operario, y éste colocará las piezas mecanizadas cerca de la máquina-herramienta. Suponiendo que fueron escogidas la herramienta y el fluido de corte apropiados para el mecanizado del lote de piezas, las únicas condiciones de corte que quedan por determinar son la velocidad de corte y el avance.

Para efecto de la discusión es necesario explicar que **avance** es la distancia recorrida por la herramienta con respecto a la pieza, en la dirección del movimiento de avance, por carrera o por revolución de la pieza o herramienta. Puede surgir alguna confusión en ciertas operaciones con herramientas multiflito, como el fresado donde los avances en la máquina se refieren a la velocidad relativa entre el eje de la herramienta y la pieza en la dirección del avance (velocidad de avance).

Así, si la velocidad de avance en una operación de fresado es v_f y la frecuencia de rotación de la herramienta es n_r , el avance de la pieza durante cada revolución de la fresa será v_f/n_r , y la velocidad de corte máxima en la operación será $\pi d_r n_r$, donde d_r es el diámetro de la herramienta. Se deduce que si se requiere duplicar la velocidad de corte en una operación de fresado, manteniendo el avance constante, será necesario duplicar tanto la frecuencia de rotación de la herramienta, n_r , como la velocidad de avance, v_f . Con estas consideraciones en mente, puede establecerse que en cualquier operación, cuando alguno de los dos, velocidad de corte o avance se incrementa mientras la otra condición permanece constante, el tiempo de mecanizado real se reducirá, y el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo crecerá. Así, velocidades de corte y avances bajos ocasionan un elevado tiempo de producción debido al tiempo largo de mecanizado. Alternativamente, velocidades y avances muy altos causarían tiempo elevado de producción debido a la necesidad de cambio frecuente de herramientas. Evidentemente existirá una condición óptima que dé un tiempo de producción mínimo.

Usando igualmente, una condición óptima dará el costo mínimo de producción. Bajos avances y velocidades el costo será alto debido al uso de operario y máquinas por períodos de tiempo largos. Con velocidades y avances muy altos los costos serán altos debido al costo de reemplazo de herramientas. El problema del ingeniero de manufactura es cómo minimizar tanto el tiempo como el costo de producción. Debido a que estos objetivos no pueden alcanzarse simultáneamente, deberá encontrarse una solución intermedia.

En este capítulo se discutirá primero la escogencia correcta del avance. Se demostrará que el *avance correcto por usar en operaciones de desbaste es el mayor que la máquina pueda soportar en términos de fuerzas de corte y consumo*

1. El tiempo no productivo, dado por $N_b t_i$, donde t_i es el tiempo de montar y desmontar cada pieza y regresar la herramienta al comienzo del corte.
2. El tiempo total de mecanizado, dado por $N_b t_m$ donde t_m es el tiempo de mecanizado de una pieza.
3. El tiempo total gastado en el cambio de herramientas desgastadas, dado por $N_t t_c$, donde t_c es el tiempo de cambio de herramienta y N_t es el número de herramientas usadas.

Así, si M es el costo total de la máquina y de operario por unidad de tiempo (incluyendo los costos generales), el costo total de máquina y operario será:

$$M(N_b t_i + N_b t_m + N_t t_c) \quad (6.1)$$

Debe también agregarse el costo de las herramientas usadas, dado por $N_t C_t$, donde C_t es el costo de cada herramienta. El costo promedio de producción C_{pr} para cada pieza puede entonces escribirse:

$$C_{pr} = M t_i + M t_m + M \frac{N_t}{N_b} t_c + \frac{N_t}{N_b} C_t \quad (6.2)$$

El primer elemento es la expresión del costo no productivo que es constante para la operación en particular. El segundo es el costo de mecanizado que se reduce si se aumenta la velocidad con avance constante. Los elementos finales son los costos de herramienta, que crecen con el aumento en la velocidad de corte.

Para calcular el mínimo de herramientas usadas para producir un lote de piezas, es necesario conocer la relación entre la velocidad de corte y la vida de la herramienta. El trabajo de Taylor¹ muestra que existe una relación empírica entre estas variables (fig. 6.1):

$$\frac{v}{v_r} = \left(\frac{t_r}{t} \right)^n \quad (6.3)$$

- t = vida de la herramienta
- n = constante
- t_r = vida de la herramienta para una velocidad v_r dada

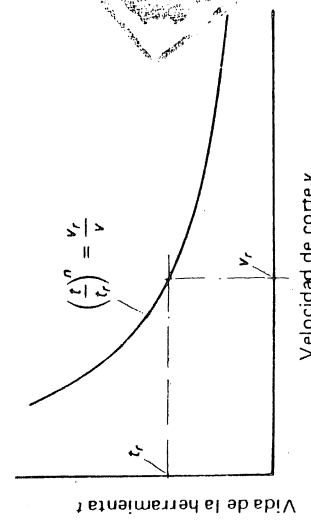


FIG. 6.1. Relación de Taylor para la vida de la herramienta donde n es una constante.

de potencia. Posteriormente, se analizarán las condiciones de velocidad óptimas de corte para las operaciones que involucran velocidades de corte constantes (por ejemplo el torneado cilíndrico), y luego para las que involucran velocidad de corte variable (por ejemplo el refrentado). Finalmente, se aplicará el análisis a las operaciones prácticas de corte y se tratarán las ventajas de los modernos materiales de herramientas y diseños de las mismas.

6.2 ESCOGENCIA DEL AVANCE

Cuando va a tomarse un corte de acabado, el avance debe ser tal que proporcione un acabado superficial aceptable. En este caso la escogencia del avance está en manos del diseñador que habrá especificado los requisitos del acabado.

Para explicar cómo se escoge en una operación de desbaste el avance apropiado, es necesario considerar primero los efectos de la velocidad de corte y del avance en la vida de la herramienta.

Puede concluirse del capítulo 3 que si un cambio en la velocidad de corte no afecta ni la geometría de la operación de corte ni el consumo de energía específica, las temperaturas de la herramienta son una función del número térmico $pvca_c/k$. Así, cambios iguales en la velocidad o en el avance afectarían las temperaturas de la herramienta en la misma cantidad. Sin embargo, un incremento en el avance no afecta la velocidad relativa de deslizamiento en la superficie de desgaste de la herramienta, mientras que la velocidad de deslizamiento cambia en proporción a la velocidad de corte. Dado que el desgaste de la herramienta es una función de la temperatura y la velocidad relativa de deslizamiento, puede apreciarse que incrementos en la velocidad de éste ocasionarán una mayor reducción en la vida de la herramienta que un incremento semejante en el avance.

Esta conclusión concuerda con la experiencia práctica y significa que si se requiere un aumento en la producción por unidad de tiempo durante el desbaste, es preferible aumentar el avance que la velocidad. Por supuesto, no siempre será práctico aplicar este concepto, pues en general un aumento en el avance aumenta las fuerzas en la herramienta mientras que cambios en la velocidad no las influye. El límite del incremento de avance depende del máximo que la máquina pueda soportar. El principio guía en la escogencia de condiciones de corte óptimas durante el desbaste es que se debe seleccionar el máximo avance posible.

6.3 ESCOGENCIA DE LA VELOCIDAD DE CORTE

Pueden usarse dos criterios distintos en la selección de la velocidad de corte para una operación de mecanizado: costo de producción mínimo y tiempo de producción mínimo. Se considerará primero la velocidad óptima de corte para costo de producción mínimo en una operación en la cual la velocidad de corte es constante, como en el torneado cilíndrico. En este caso el tiempo gastado por el operario y su máquina en producir un lote de piezas N_b puede dividirse en tres clases:

El valor t_r puede encontrarse para una pieza en particular y un material de herramienta, por experimentación o por datos empíricos publicados. El índice n depende principalmente del material de la herramienta; para acero rápido $n \approx 0.125$, para carburo $0.25 < n < 0.3$ y para cerámica $0.5 < n < 0.7$. La figura 6.2 da rangos aproximados para los valores de v_r con varios materiales de pieza y herramienta cuando la vida de la herramienta es de 60 s.

La vida total, t , de la herramienta para una situación particular está dada por

$$t = t_r \left(\frac{v_r}{v} \right)^{1/n} \quad (6.4)$$

Debe anotarse que, tradicionalmente, la ecuación de Taylor se ha aplicado en el sistema inglés de la siguiente forma

$$v_r^n = C \quad (6.5)$$

donde v se mide en pies por minuto, t en minutos y C , la velocidad de corte para un minuto de vida de la herramienta, en pies por minuto. De la ecuación (6.3)

$$\frac{v_r}{C} = \left(\frac{1 \text{ min}}{t_r} \right)^n \quad (6.6)$$

Así, la ecuación

$$\frac{197 v_r}{C} = \left(\frac{60}{t_r} \right)^n \quad (6.7)$$

puede emplearse para convertir datos publicados anteriormente, a las unidades SI.

El número de herramientas usadas en el mecanizado de un lote de piezas está dado por $N_b t_m / t$, suponiendo que la herramienta corta en la pieza durante todo el tiempo de mecanizado.

$$\frac{N_r}{N_b} = \frac{t_m}{t} = \frac{t_m}{t_r} \left(\frac{v_r}{v} \right)^{1/n} \quad (6.8)$$

Finalmente, el tiempo de mecanizado para una pieza está dado por

$$t_m = \frac{K}{v} \quad (6.9)$$

donde v es la velocidad de corte y K es una constante para la operación en particular. En el cilindrado, por ejemplo, K será $\pi d_w l_w / f$, donde l_w es la longitud que se va a torneear d_w es el diámetro de la pieza y f es el avance. En general K

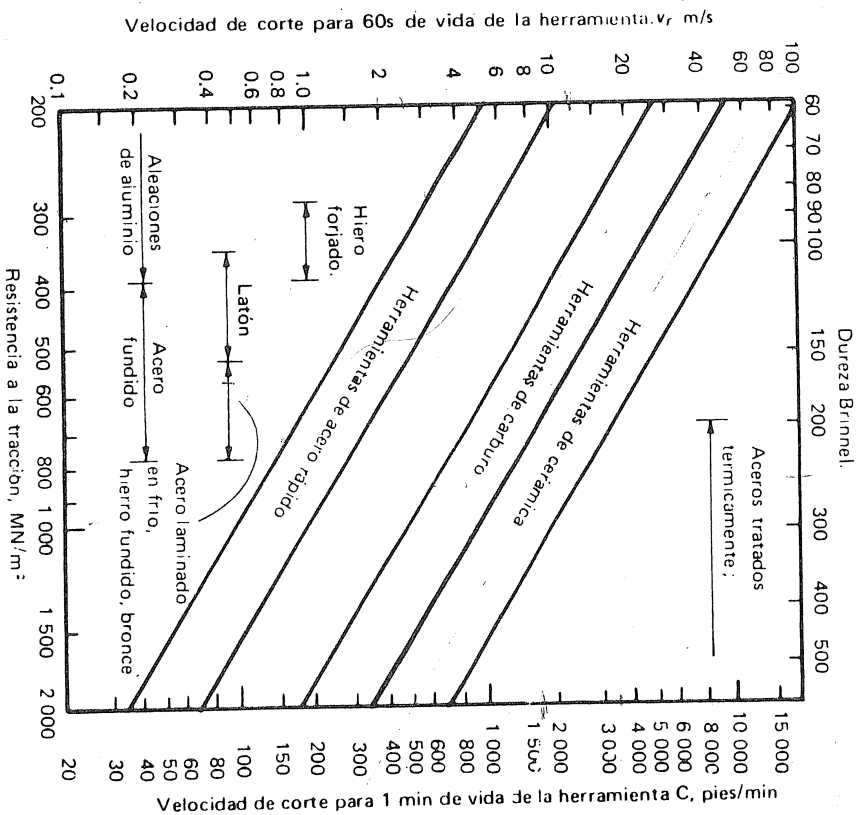


FIG. 6.2 Valores aproximados de la velocidad de corte v_r cuando la vida de la herramienta $t_r = 60$ s.

puede tomarse como la distancia recorrida por la punta de la herramienta relativa a la pieza durante la operación de mecanizado.

La relación entre el costo de producción y la velocidad de corte puede obtenerse ahora por sustitución de Ec. (6.8) y (6.9) en la Ec. (6.2)

$$C_{pr} = M t_r + M K v^{-1} + \frac{K}{v_r^{1/n} t_r} (M t_r + C_r) v^{(1-n)/n} \quad (6.10)$$

Para encontrar la velocidad de corte v_c para costo mínimo, debe derivarse la Ec. (6.10) con respecto a v e igualarse a 0. Así

$$v_c = v_r \left(\frac{n}{1-n} \frac{M t_r}{M t_r + C_r} \right)^n \quad (6.11)$$

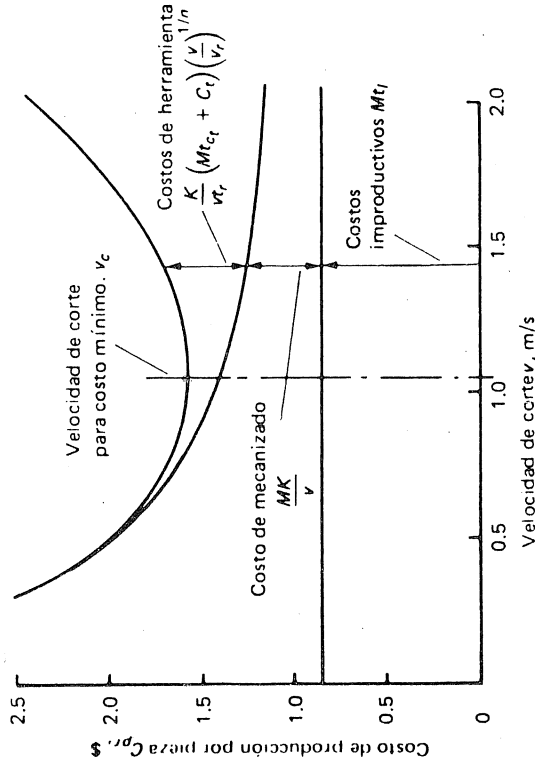


FIG. 6.3 Variación en el costo de producción por pieza C_{pr} con la velocidad de corte v para una operación de torneado típica en la cual $M = \$0.0028/s$, $C_t = \$2.1$, $t_r = 240$ s, $n = 0.25$; $t_f = 300$ s, $K = 192$ m, $t_r = 60$ s y $v_r = 2.75$ m/s.

El efecto de la velocidad de corte en el costo de producción puede mostrarse con mayor claridad en forma gráfica (fig. 6.3); en esta figura los tres costos individuales representados por elementos de la Ec. (6.10), el costo no productivo, el costo de mecanizado y los costos de herramienta, se ilustran, gráficamente por separado y muestran cómo aparece una velocidad de corte óptima para un conjunto dado de condiciones. Debe notarse en la Ec. (6.11) que la velocidad óptima de corte es independiente del tamaño del lote y del tiempo no productivo.

Para encontrar la velocidad de corte para producción máxima por unidad de tiempo (o tiempo mínimo de producción) es necesario seguir un procedimiento similar al descrito atrás. En este caso la Ec. (6.2) muestra que el tiempo promedio de producción para una pieza será:

$$t_{pr} = t_f + t_m + \frac{N_t}{N_b} t_{ct} \quad (6.12)$$

La sustitución de las Ec. (6.8) y (6.9) en la (6.12), la deducción de la velocidad de corte darán el tiempo de producción mínimo. Así:

$$v_p = v_r \left(\frac{n}{1-n} \frac{t_r}{t_{ct}} \right)^n \quad (6.13)$$

Comparando las ecuaciones (6.11) y (6.13) se observa cómo aplicando el criterio para costo mínimo y tiempo de producción mínimo, se llega a condiciones

diferentes. De allí que se deba establecer un compromiso para la escogencia de la velocidad.

Este compromiso será considerado más adelante.

6.4 VIDA DE LA HERRAMIENTA PARA COSTO MINIMO Y TIEMPO DE PRODUCCION MINIMA

En el análisis de operaciones de mecanizado es conveniente emplear expresiones para la vida óptima de costo mínimo, t_c , y la vida óptima para tiempo mínimo de producción, t_p . Estas expresiones pueden obtenerse por sustitución de las ecuaciones (6.11) y (6.13), respectivamente, en la ecuación de Taylor, Ec. (6.4). Así:

$$t_c = \frac{1-n}{n} \left(t_{ct} + \frac{C_t}{M} \right) \quad (6.14)$$

$$t_p = \left(\frac{1-n}{n} \right) t_{ct} \quad (6.15)$$

En la práctica, el factor $(1-n)/n$ en las Ec. (6.14) y (6.15) pueden aproximarse a 7 para acero rápido, 3 para carburo y 1 para cerámica. Con estos valores, las expresiones aproximadas para la vida óptima de herramientas de distintos materiales quedan así:

$$\text{Acero rápido:} \quad t_c = 7 \left(t_{ct} + \frac{C_t}{M} \right) \quad (6.16)$$

$$t_p = 7 t_{ct} \quad (6.17)$$

$$\text{Carburo:} \quad t_c = 3 \left(t_{ct} + \frac{C_t}{M} \right) \quad (6.18)$$

$$t_p = 3 t_{ct} \quad (6.19)$$

$$\text{Cerámica:} \quad t_c = t_{ct} + \frac{C_t}{M} \quad (6.20)$$

$$t_p = t_{ct} \quad (6.21)$$

Finalmente, las velocidades de corte óptimas correspondientes pueden encontrarse fácilmente de

$$v_c = v_r \left(\frac{t_r}{t_c} \right)^n \quad (6.22)$$

$$v_p = v_r \left(\frac{t_r}{t_p} \right)^n \quad (6.23)$$

De estas ecuaciones puede verse que antes de escoger las condiciones óptimas es necesario conocer el tiempo de cambio de herramientas t_{cr} , el costo de suministrar una herramienta afilada C_r , los costos de operario y máquina M , y la velocidad de corte v_r , para una vida de herramienta t_r particular. La discusión siguiente indica cómo pueden calcularse algunos de estos factores.

6.5 CALCULO DE LOS FACTORES NECESARIOS PARA DETERMINAR CONDICIONES OPTIMAS

Los costos de operario y máquina incluyen el salario, los gastos generales asociados con el empleo y la depreciación de la máquina-herramienta más los gastos generales asociados con su uso. El método de cálculo de éstos varía de fábrica en fábrica, pero la siguiente expresión puede aplicarse en la mayoría de los casos.

$$M = W_o + \left(\frac{\text{Porcentaje de gastos generales del operario}}{100} \right) W_o + M_r + \left(\frac{\text{Porcentaje de gastos generales de la máquina}}{100} \right) M_r \quad (6.24)$$

donde W_o es el salario del operario y M_r es la depreciación por unidad de tiempo de la máquina. Los gastos generales del operario pueden variar de 100 a 300 por ciento y podrían incluir las bonificaciones dadas por la compañía, el costo de proveer las facilidades laborales y los gastos de administración necesarios para emplear al obreiro. Los gastos generales de la máquina incluyen el costo de la potencia consumida, el costo del mantenimiento de la máquina y, posiblemente, el costo de localizar la máquina. Cuando se calcula la depreciación de la máquina, es común suponer que su valor inicial puede ser amortizado después de cierto número de años (período de amortización). Este período puede variar de 2 a 10 años, según el tipo de máquina y de la tarifa de depreciación determinada por los organismos reguladores en cada país. Puede usarse la siguiente expresión para calcular la depreciación de la máquina:

$$M_r = \frac{\text{costo inicial de la máquina}}{\text{número de horas trabajadas por año} \times \text{período de amortización}} \quad (6.25)$$

El método usado para estimar el costo de herramientas dependerá del tipo de herramienta usada. Para las herramientas reafilables puede usarse la siguiente expresión para estimar el costo de suministrar una herramienta afilada:

$$C_r = \text{costo de afilado} + \frac{\text{costo de la herramienta}}{\text{promedio de afilados posibles}} \quad (6.26)$$

Es posible ver que teóricamente aunque una herramienta puede ser reafilada 20 veces, el número real de reafilados será generalmente menor debido a que la herramienta puede destruirse por factores distintos al desgaste gradual durante el mecanizado. En la práctica el número real de reafilados puede ser menor que la mitad del número teórico.

Para las herramientas tipo pastilla desechable, el costo de suministrar una herramienta afilada puede calcularse así

$$C_r = \frac{\text{costo de la pastilla}}{\text{promedio de filos usados por pastilla}} + \frac{\text{costo del porta-herramientas}}{\text{número de filos usados durante la vida del porta-herramienta}} \quad (6.27)$$

Nuevamente, puede anotarse que el promedio de filos usados por pastilla será menor que el número disponible y debe calcularse el valor verdadero. El tiempo de cambio de herramientas es el tiempo requerido para remover la herramienta de la máquina, colocar una nueva, ubicarla en su posición correcta y reiniciar el proceso de mecanizado. Para las pastillas desechables puede usarse esta expresión:

$$t_{cr} = \frac{\text{Tiempo de girar la pastilla} \times (\text{promedio de filos usados por pastilla} - 1) + \text{tiempo de reemplazar la pastilla}}{\text{promedio de filos usados por pastilla}} \quad (6.28)$$

La velocidad de corte, v_r , para una vida particular de la herramienta, t_r , depende del material de la misma, su forma, el material de la pieza y las condiciones de corte usadas. Los valores de v_r pueden obtenerse a partir de valores de C (la velocidad de corte para 1 min. de vida de la herramienta) para distintos materiales y condiciones tabuladas en manuales de mecanizado. Una guía aproximada para los valores mencionados se presenta en la fig. 6.2.

6.6 EJEMPLO DE UNA OPERACION CON VELOCIDAD DE CORTE CONSTANTE

Para ilustrar la aplicación de las expresiones desarrolladas se supondrá que un gran lote de ejes de acero va a ser desbastado en torno hasta 76mm de diámetro en 300 mm de su longitud con un avance de 0.25 mm. Se usará una herramienta de carburo del tipo de sujeción por soldadura, y las constantes en la ecuación de Taylor para las condiciones empleadas son las siguientes: $n = 0.25$ y $v_r = 4.064$ m/s cuando $t_r = 60$ s ($C = 800$ ft/min). El costo inicial de la máquina fue \$10,800 y debe amortizarse en 5 años. Se supondrá el salario del operario en \$0.0015/s (\$5.40/hr) y los costos generales de operación y máquina del 100%. El tiempo de cambio de herramienta y de reacondicionamiento en la máquina es de 300 s y el costo de reafileado de la herramienta es de \$2.00. El costo inicial de una he-

ramienta es \$6.00 y en promedio, puede ser reafileada 10 veces. Finalmente el tiempo improductivo por pieza es de 120 s.

El primer paso en estos cálculos es calcular las magnitudes de los factores necesarios:

1. El costo total de la máquina y operario por unidad de tiempo M : Si la máquina será usada en turnos de 8 horas/día, 5 días por semana y 50 semanas por año, se tendrán 7.2×10^6 s de tiempo de trabajo. Por lo tanto, la tasa de depreciación de la máquina (Ec. 6.24) es:

$$M_t = \frac{10\,800}{7.2 \times 10^6 \times 5} = \$0.000\,3/\text{s}$$

y así la máquina y el operario (Eq. 6.24) es

$$M = 0.000\,3 + 0.000\,3 + 0.001\,5 + 0.001\,5 = \$0.003\,6/\text{s}$$

2. El costo de suministrar una herramienta afilada C_t : Este costo puede encontrarse con la Ec. (6.26):

$$C_t = \$2.60$$

3. El tiempo de cambio de herramienta t_{ct} : Este valor está dado como:

$$t_{ct} = 300\,\text{s}$$

Ahora, es posible estimar la vida de la herramienta, t_c , y la velocidad de corte, v_c , para costo mínimo y la vida, t_p , y velocidad, v_p , para tiempo de producción mínimo. De la ecuación (6.18) para costo mínimo:

$$t_c = 3 \left(t_{ct} + \frac{C_t}{M} \right) = 3 \left(300 + \frac{2.6 \times 10^3}{3.6} \right) = 3.07\,\text{ks} \quad (51.2\,\text{min})$$

y la velocidad correspondiente se logra con Ec. (6.22):

$$v_c = v_r \left(\frac{t_r}{t_c} \right)^n = 4.064 \left(\frac{60}{3\,070} \right)^{0.25} = 1.52\,\text{m/s} \quad (299\,\text{ft/min})$$

De la ecuación (6.19) para tiempo de producción mínimo:

$$t_p = 3\,t_{ct} = 900\,\text{s}$$

y la velocidad correspondiente se logra con Ec. (6.23):

$$v_p = v_r \left(\frac{t_r}{t_p} \right)^n = 4.064 \left(\frac{60}{900} \right)^{0.25} = 2.065\,\text{m/s} \quad (407\,\text{pie/min})$$

A menos que las condiciones incluyan la prioridad de la economía de la operación o del tiempo de producción, generalmente se considera que cualquier velocidad entre v_c y v_p producirá un mecanizado eficiente. Dado que la mayoría de las máquinas herramientas cuentan con una selección limitada de velocidades del husillo, se escogerá una velocidad dentro del rango mencionado;—con mayor probabilidad la velocidad escogida del husillo deberá ser la velocidad de corte más cercana a la de costo mínimo. Para el siguiente ejemplo se supondrá que pueden obtenerse tanto v_c como v_p .

Es interesante calcular el costo por pieza y el tiempo de producción que corresponden a los dos criterios de costo mínimo y tiempo mínimo de producción.

Para costo mínimo el tiempo gastado en mecanizar un componente t_m está dado por la Ec. (6.9), que para el torneado da

$$t_m = \frac{\pi d_w l_w}{vf} = \frac{\pi \times 76 \times 10^{-3} \times 300 \times 10^{-3}}{1.52 \times 0.25 \times 10^{-3}} = 189\,\text{s} \quad (3.15\,\text{min})$$

Dado que la vida de la herramienta es de 3 070 s, cada herramienta produce 16 piezas, y la relación N_t/N_b en la ecuación de costos (6.2) será 0.062 5. Así para cada pieza:

$$\text{Costo improductivo} = Mt_t = 3.6 \times 10^{-3} \times 120 = \$0.432$$

$$\text{Costo de mecanizado} = Mt_m = 3.6 \times 10^{-3} \times 189 = \$0.68$$

$$\begin{aligned} \text{Costo de herramienta} &= \frac{N_t}{N_b} (Mt_{ct} + C_t) = 0.062\,5[(3.6 \times 10^{-3} \times 300) + 2.6] \\ &= \$0.23 \end{aligned}$$

Finalmente el costo total C_{pr} es \$1.34.

El tiempo de producción puede encontrarse de la Ec. (6.12). Así para cada pieza:

$$\text{Tiempo improductivo} = t_i = 120\,\text{s}$$

$$\text{Tiempo de máquina} = t_m = 189\,\text{s}$$

$$\text{Tiempo de cambio de herramienta} = \frac{N_t}{N_b} t_{ct} = 0.062\,5 \times 300 = 18.75\,\text{s}$$

Finalmente el tiempo total de producción t_{pr} es 328 s (5.5 min).

Las condiciones para *tiempo de producción mínimo* pueden obtenerse de un modo semejante. En este caso el tiempo de mecanizado será 139.1 s (2.32 min), el costo de producción correspondiente C_{pr} es \$1.55 y el tiempo de producción 309 s (5.15 min). En este ejemplo puede verse que el uso de velocidades de corte para tiempo mínimo en vez de para costo mínimo resulta en una reducción del

tiempo de producción del 5.8% y en un incremento en el costo de producción del 15.7%. La conveniencia de la reducción del tiempo de producción depende de las finanzas de la operación. Por ejemplo, si se supone que la fábrica recibirá un precio fijo por el mecanizado de cada pieza y que hay gran demanda de la misma, es posible calcular la ganancia involucrada en la operación de cada máquina en particular, sobre un período de tiempo dado. Suponiendo que la compañía recibirá \$1.75 por cada pieza; en condiciones de costo mínimo, después de un año (7.2×10^6 s) la ganancia teórica será de \$9000. Para tiempo mínimo de producción será \$4660. Claramente serán preferibles las condiciones de costo mínimo y, aunque la comparación dependerá también de otros factores distintos a los considerados anteriormente, este ejemplo muestra una posible base para establecer el compromiso entre tiempo de producción mínimo y costo mínimo. La idea de mecanizar con eficiencia máxima se tratará en la sección siguiente.

6.7 MECANIZADO CON EFICIENCIA MAXIMA

Se demostró anteriormente que si en una operación se escoge la condición de costo mínimo, el tiempo de producción será mayor que el mínimo. También, si se escoge la condición para tiempo mínimo, el costo de producción será mayor que el mínimo. El compromiso entre estas dos condiciones debe lograrse después de considerar la utilidad por unidad de tiempo.

Si S es la cantidad de dinero que el taller recibe por cada pieza mecanizada, la utilidad por pieza será $S - C_{pr}$ y la utilidad por unidad de tiempo P_r será

$$P_r = \frac{S - C_{pr}}{t_{pr}} \quad (6.29)$$

Substituyendo C_{pr} y t_{pr} de las Ec. (6.10) y (6.12)

$$P_r = \frac{S - Mt_i - MKV^{-1} - K_V V_r^{-1/n} t_r^{-1} (Mt_{c_t} + C_t)^{1/n}}{t_i + K_V^{-1} + K_V V_r^{-1/n} t_r^{-1} t_{c_t}^{1/n}} \quad (6.30)$$

Si se deriva la ecuación (6.30) con respecto a V_r , se iguala a cero y se combina con la Ec. (6.3) se obtiene la vida de la herramienta t_{ef} para eficiencia máxima (utilidad máxima por unidad de tiempo). Así:

$$t_{ef} = \frac{1-n}{n} \left(t_{c_t} + \frac{t_i C_t}{S} \right) + \frac{C_t K}{n S V_r} \left(\frac{t_{ef}}{t_r} \right)^n \quad (6.31)$$

Desafortunadamente esta ecuación sólo puede resolverse por métodos numéricos. Sin embargo un método simple sería suponer un valor t_{ef} igual a 6.5 s para herramientas de carburo o 2.5 s para herramientas de acero rápido y substituir ese valor en la Ec. (6.31) para obtener un nuevo valor de t_{ef} . Este proceso itera-

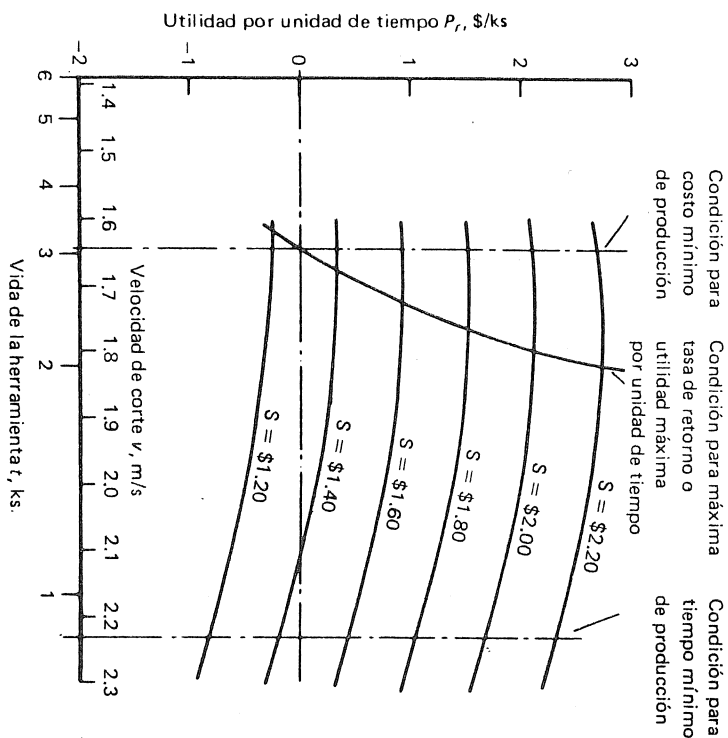


FIG. 6.4 Efecto de la velocidad de corte v y de la vida de la herramienta t en la utilidad por unidad de tiempo P_r para una operación de torneado típica, donde $M = \$0.003$ 34/s; $C_t = \$2.60$, $t_{c_t} = 300$ s $n = 0.25$, $t_i = 60$ s $K = 328$ m, $t_r = 1$ s y $V_r = 12.2$ m/s.

tivo puede continuarse y convergerá rápidamente a una aproximación suficientemente cercana a la solución.

Un aspecto de mayor importancia de la Ec. (6.31) es que la condición para eficiencia máxima es independiente de M , el costo total de máquina y operario por unidad de tiempo. La posibilidad de determinar condiciones óptimas sin conocer a M es de mucha ayuda en la práctica debido a la incertidumbre en cuanto a los costos generales y a períodos de amortización que hacen de M una constante difícil de estimar.

La figura 6.4 muestra, para un caso particular, cómo varía la utilidad por unidad de tiempo P_r con la velocidad de corte (o la vida de la herramienta) para varios valores del mecanizado de cada pieza S . También se muestran en la gráfica las condiciones para costo mínimo (Ec. [6.14]), tiempo de producción mínimo (Ec. [6.15]) y la eficiencia máxima (Ec. [6.31]).

Puede verse que si se obtiene una utilidad, la condición para eficiencia máxima siempre quedará entre las condiciones para costo mínimo y tiempo de producción mínimo y que cuando la utilidad es cero, las dos condiciones se igualan.

Puede notarse además que a menos que la utilidad sea muy alta, la condición óptima para utilidad máxima quedará más cercana de la condición para costo mínimo.

Antes de usar las ecuaciones desarrolladas anteriormente para comparar la economía de los diferentes materiales para herramientas y diseños de herramientas, se analizarán las condiciones óptimas para operaciones de refrentado y operaciones con cortes interrumpidos.

6.8 OPERACIONES DE REVESTIMIENTO

La mayoría de las máquinas herramientas están diseñadas para operar a velocidades de husillos constantes. En una operación de torneado cilíndrico la velocidad constante del husillo da una velocidad de corte constante, y las velocidades de corte para costo mínimo, tiempo mínimo de producción y la eficiencia máxima pueden calcularse usando las ecuaciones desarrolladas previamente. En una operación de refrentado, sin embargo, la velocidad de husillo constante resulta en velocidad de corte variable.

En la fig. 6.5 se muestra una operación de refrentado. En esta operación la velocidad de corte varía linealmente con el radio del corte, r ; la velocidad es máxima en la periferia de la pieza y mínima al final de la operación. El desgaste de la herramienta por unidad de tiempo (el incremento en el ancho de zona de desgaste del flanco por unidad de tiempo) será así máximo al iniciar el corte y decrece según avanza el proceso. La fig. 6.6, muestra el ancho de la zona de desgaste del flanco graficada contra el tiempo cuando una herramienta refrenta varias piezas. En esta gráfica el incremento en el ancho de la zona de desgaste del flanco (VB) durante el mecanizado de cada pieza es $(VB)_0$. Así

$$\frac{(VB)_0}{(VB)_m} = \frac{t_m}{t} \quad (6.32)$$

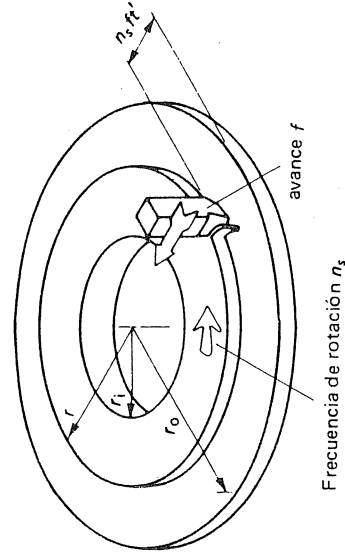


FIG. 6.5 Operación de refrentado.

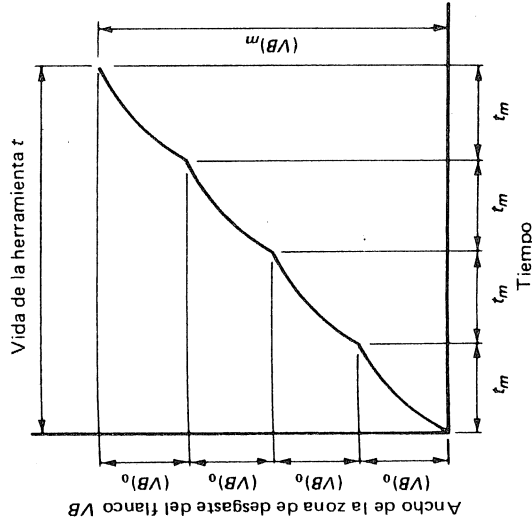


FIG. 6.6 Desgaste de la herramienta durante el refrentado de varias piezas, donde $(VB)_0$ = incremento en ancho de la zona de desgaste por pieza, $(VB)_m$ = ancho máximo de la zona de desgaste, t = vida de la herramienta, y t_m = tiempo de mecanizado por pieza.

donde $(VB)_m$ es el ancho de la zona de desgaste cuando la herramienta debe reafilarse. Suponiendo una tasa de desgaste uniforme de la herramienta para una velocidad de corte dada, la ecuación de Taylor (6.4) puede escribirse

$$\frac{(VB)_m}{d(VB)/dt} = t_r \left(\frac{v_r}{v} \right)^{1/n} \quad (6.33)$$

donde $d(VB)/dt$ es el incremento del ancho de la zona de desgaste por unidad de tiempo.

La velocidad de corte instantánea v es

$$v = 2\pi n_s r \quad (6.34)$$

donde n_s es la frecuencia de rotación del husillo y el radio instantáneo del cual tiene lugar el corte, r , es

$$r = r_0 - n_s f t' \quad (6.35)$$

donde f = avance

r_0 = radio exterior de la pieza

t' = tiempo

Combinando las ecuaciones (6.33) y (6.34) e integrando

$$\int_0^{(VB)_0} d(VB) = \int_0^{t_m} \frac{(VB)_m}{t_r} \left(\frac{2\pi n_s r'}{v_r} \right)^{1/n} dt' \quad (6.36)$$

la sustitución de

$$dr = -n_s f dt' \quad (6.37)$$

el uso de la ecuación (6.35), la integración y ordenamiento de términos conduce a:

$$\frac{(VB)_0}{(VB)_m} = \frac{t_m}{t} = \frac{N_t}{N_b} = \left(\frac{2\pi n_s}{v_r} \right)^{1/n} \frac{n}{f n_s t_r (n+1)} (r_0^{(n+1)/n} - r_i^{(n+1)/n}) \quad (6.38)$$

Finalmente, el tiempo de mecanizado t_m será

$$t_m = \frac{r_0 - r_i}{n_s f} \quad (6.39)$$

Para encontrar la velocidad óptima del husillo n_{sc} para costo de producción mínimo, se substituyen las Ec. (6.38) y (6.39) en la Ec. (6.2) que se deriva respecto a n_s y se iguala a cero. Así:

$$n_{sc} = \frac{v_r}{2\pi r_0} \left(\frac{1+n}{1-n} \right) \frac{M_{tr}}{M_{tc} + C_t} \frac{1 - a_r}{1 - a_r^{(n+1)/n}} \quad (6.40)$$

donde a_r es igual a r_i/r_0 . La vida t_c para costo mínimo se obtiene combinando las Ec. (6.38) a (6.40). Así

$$t_c = \frac{1-n}{n} \left(t_{cr} + \frac{C_t}{M} \right) \quad (6.41)$$

De igual manera las vidas t_p para tiempo mínimo de producción y t_{ef} para eficiencia máxima son idénticas a las de una operación con velocidad de corte constante.

Sin embargo, la velocidad correspondiente del husillo S , debe obtenerse de

$$n_{s,c,p,ef} = \frac{v_{c,p,ef}}{2\pi r_0} \left[\left(1 + \frac{1}{n} \right) \left(\frac{1 - a_r}{1 - a_r^{(n+1)/n}} \right) \right]^n \quad (6.42)$$

donde $v_{c,p,ef}$ es la velocidad de corte para una operación con velocidad de corte constante correspondiente a una vida de t_c , t_p o t_{ef} . En la fig. 6.7 se grafica la Ec. (6.42) para valores de n de 0.125, 0.25 y 0.5. Puede verse que cuando a_r se aproxima a la unidad, $n_{s,c,p,ef}$ se aproxima a $v_{c,p,ef}/2\pi r_0$.

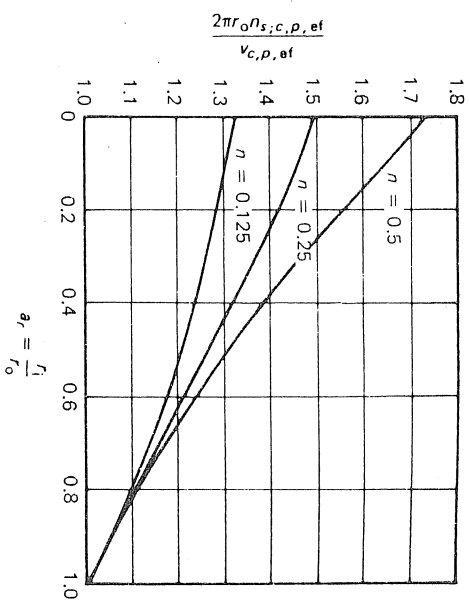


FIG. 6.7 Efecto de la razón de radios a_r en la relación entre frecuencia de rotación óptima $n_{s,c,p,ef}$ para una operación con velocidad de corte $v_{c,p,ef}$ para una operación con velocidad de corte constante, donde r_i es el radio interior y r_0 el exterior de la superficie que va a ser refrentada.

6.9 OPERACIONES CON CORTE INTERMITENTE

En las operaciones de fresado y cepillado, el filo está en contacto con la pieza sólo una proporción del tiempo de mecanizado. Si las vidas de la herramienta t_c para costo mínimo, t_p para tiempo mínimo de producción y t_{ef} para eficiencia máxima se toman como las vidas de la herramienta mientras la máquina está operando, entonces son válidas aún las expresiones encontradas anteriormente. Sin embargo, cuando se calculan las velocidades de corte correspondientes es necesario corregir en una proporción Q del tiempo de mecanizado t_m durante el cual el filo está cortando en la pieza. Así la vida t_c , t_p o t_{ef} debe multiplicarse por Q , como se muestra en la Ec. (6.43), antes de calcular la velocidad de corte correspondiente:

$$v_{c,p,ef} = v_r \left(\frac{t_r}{Q t_{c,p,ef}} \right)^n \quad (6.43)$$

Los valores de Q para el fresado tangencial, fresado frontal y fresado frontal-tangencial pueden obtenerse de las geometrías mostradas en la fig. 6.8.

Así para fresado tangencial (Fig. 6.8(a))

$$Q = \frac{\theta}{2\pi} = \frac{1}{4} + \frac{1}{2\pi} \arcsen \left(\frac{2ae}{d_t} - 1 \right) \quad (6.44)$$

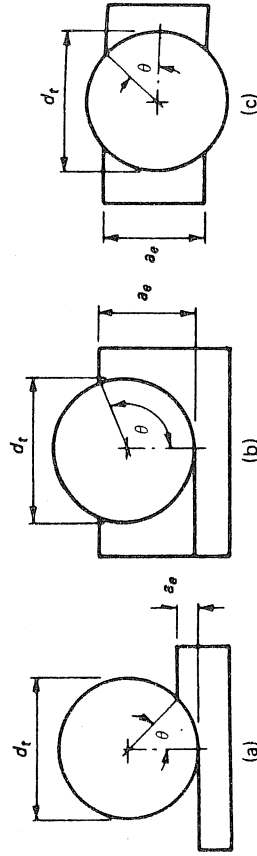


FIG. 6.8 Determinación de la proporción Q del tiempo de mecanizado cuando la herramienta está cortando en la pieza durante el fresado, donde a_e = profundidad de pasada y d_t = diámetro de la herramienta. (a) Fresado tangencial; (b) fresado frontal tangencial; (c) fresado frontal.

donde a_e es la profundidad de pasada y d_t el diámetro de la fresa. Para fresado frontal-tangencial (fig. 6.8[b])

$$Q = \frac{\theta}{2\pi} = \frac{1}{4} + \frac{1}{2\pi} \arcsen\left(\frac{2a_e}{d_t} - 1\right) \quad (6.45)$$

y para el fresado frontal (fig. 6.8[c])

$$Q = \frac{\theta}{\pi} = \frac{1}{\pi} \arcsen \frac{a_e}{d_t} \quad (6.46)$$

a menos que a_e sea mayor o igual que d_t en donde $Q = 0.5$

6.10 ECONOMÍA DE LOS MATERIALES DE HERRAMIENTAS Y DEL DISEÑO DE LAS MISMAS

Los principales materiales de herramientas son el acero rápido, los carburos y las cerámicas en orden creciente de dureza y decreciente en tenacidad. El que se usa más comúnmente es el acero rápido debido a que puede usarse en la construcción de herramientas de forma complicada (por ejemplo rimas, brocas, machuelos, dados y fresas). Debido a la necesidad de darle forma en su estado final y a su alto costo, los carburos tienen limitada su aplicación a los casos donde las pastillas individuales pueden soldarse o sujetarse a un cuerpo de acero o portaherramientas. Está generalmente limitado a operaciones de desbaste y acabado en el torno y fresado frontal. Las cerámicas (óxido de aluminio) se deben fabricar también en forma de pastillas desechables y se usan como herramientas monofilas. Además, debido a su fragilidad, no pueden soportar las elevadas fuerzas derivadas en las operaciones de desbaste y se usan generalmente para operaciones de acabado en el torno.

Para la comparación económica se emplearán solamente las condiciones que dan costo mínimo. En esta sección se hacen tres comparaciones:

TABLA 6.1 Costos de producción mínimos y sus correspondientes tiempos de producción para una operación de desbaste en el torno usando herramientas de acero y pastilla de carburo soldada.

Costos y tiempos de producción	Tipo de herramienta	
	Carburo soldado	Acero rápido
Proporción del tiempo mecanizado cuando el filo está cortando Q	1.0	1.0
Costo de máquina y operario M , \$/s	0.00028	0.0028
Costo de herramienta afilada C_t , \$	0.30	2.10
Tiempo de cambio de herramienta t_{c_t} , s	240	240
Índice de la vida de la herramienta n	0.125	0.25
Vida de la herra. para costo mínimo $t_c = [(1/n) - 1] [t_{c_t} + (C_t/M)]$, ks	2.43	2.97
Velocidad de corte para 1 min. de vida de la herramienta v_r , m/s	0.508	2.73
Velocidad de corte para costo mínimo $v_c = v_r(60/Qt_c)^{1/n}$, m/s	0.32	1.03
Distancia recorrida por el filo relativa a la pieza K , m	200	200
Tiempo de mecanizado $t_m = K/v_c$, s	625	194
Número de piezas producidas por herramienta = t_c/t_m	4	15
Tiempo improductivo por pieza t_i , s	300	300
Tiempo de cambio de herramienta por pieza = $(t_m/t_c)t_{c_t}$, s	60	16
Costo improductivo por pieza, Mt_i , \$	0.84	0.84
Costo de herramienta por pieza = $(t_m/t_c)(C_t + Mt_{c_t})$, \$	0.243	0.185
Costo de mecanizado por pieza Mt_m , \$	1.75	0.543
Tiempo total de producción t_{pr} , s	985	510
Costo total por pieza C_{pr} , \$	2.83	1.57

1. Una operación de desbaste en el torno usando acero rápido y pastilla de carburo soldada.
2. Una operación de acabado en el torno usando pastillas de carburo soldadas y desechables y una pastilla de cerámica.
3. Una operación de fresado y una de cepillado en limadora.

La primera comparación presentada en la tabla 6.1 muestra que aunque la vida óptima para costo mínimo fue semejante para las dos herramientas, el tiempo de producción usando acero rápido fue aproximadamente el doble que el obtenido con carburo. Puede verse que aunque el costo de suministrar una herramienta de carburo afilada fue de siete veces el costo de la de acero rápido, el tiempo de producción menor, redujo los costos totales de producción en un 44%.

La tabla 6.2 muestra una comparación económica entre tres diferentes herramientas usadas en una operación de acabado en el torno. La primera es de carburo soldada, la segunda una pastilla desechable de carburo, y la tercera es una pastilla desechable de cerámica. Debe anotarse que las ventajas de las pastillas desechables son evidentemente los costos de herramienta más bajos y tiempo de cambio más corto. Comparando las dos primeras columnas, usando el mismo mate-

rial de herramienta (carburo) se observa que las pastillas desechables tienen considerables ventajas económicas: el tiempo de producción disminuye en un 19% y el costo de producción en un 20%. Esta reducción de costo y de tiempo ilustra por qué la introducción de herramientas del tipo de pastilla desechable, es uno de los desarrollos más importantes en los procesos de mecanizado.

La última columna, perteneciente a las herramientas desechables de cerámica, ilustra las ventajas de estas herramientas en operaciones de acabado. Las elevadas velocidades de corte alcanzables con ellas reducen considerablemente el tiempo de mecanizado y los costos. Sin embargo, existe el problema de que la mayoría de las máquinas herramientas no están diseñadas para operar bajo esas condiciones.

La tabla 6.3 muestra una comparación entre una operación de fresado tangencial y cepillado en limadora. Ambas operaciones involucran cortes interrum-pidos y la vida de la herramienta requiere corrección antes de calcular la veloci-dad de corte. Esta comparación se lleva a cabo para la remoción de una capa de 18 mm (0.71 pulg.) de espesor de una superficie de un bloque rectangular de 80 mm (3.15 pulg.) de ancho y 150 mm (5.9 pulg.) de largo. El avance en la cepilla-

TABLA 6.2 Costos de producción mínimos y sus correspondientes tiempos de producción para una operación de acabado en el torno usando herramientas de carburo soldado, carburo desechable y cerámica desechable.

Costos y tiempos de producción	Tipo de herramienta		
	Acero rápido	Carburo desechable	Cerámica desechable
Proporción del tiempo mecanizado cuando el filo está cortado Q	1.0	1.0	1.0
Costos de máquina y operario M , \$/s	0.003	0.003	0.003
Costos de herramienta afilada C_t , \$	2.00	0.25	0.40
Tiempo de cambio de herramienta $t_{c,r}$, s	240	60	60
Índice de la vida de la herramienta n	0.25	0.25	0.50
Vida de la herraam. para costo m/n , $t_c = [(1/n) - 1] [t_{c,r} + (C_t/M)]$, ks	2.72	0.43	0.193
Velocidad de corte para 1 m/n, de vida de la herramienta v_r , m/s	6	6	50
Velocidad de corte para costo m/n , $v_c = v_r(60/Q t_c)^{1/n}$, m/s	2.35	3.73	28.3
Distancia recorrida por el filo relativa a la pieza K , m	1.000	1.000	1.000
Tiempo de mecanizado $t_m = K/v_r$, s	432	273	35.9
Número de piezas producidas por herramienta = t_c/t_m	6	1	5
Tiempo improductivo por pieza $t_{i,s}$	240	240	240
Tiempo de cambio de herraam. por pieza = $(t_m/t_c)t_{c,r}$, s	40	60	12
Costo improductivo por pieza $M t_{i,s}$, \$	0.72	0.72	0.72
Costo de herramienta por pieza = $(t_m/t_c)(C_t + M t_{c,r})$, \$	0.453	0.43	0.116
Costo de mecanizado por pieza $M t_m$, \$	1.296	0.819	0.108
Tiempo total de producción t_{pr} , s	712	573	288
Costo total por pieza C_{pr} , \$	2.47	1.97	0.94

TABLA 6.3 Costos de producción mínimos y sus correspondientes tiempos de producción para el mecanizado de una superficie plana de 150 mm de largo y 80 de ancho usando una fresadora horizontal y una limadora.

Costos y tiempos de producción	Operación de mecanizado	
	Fresado	Cepi-llado
Proporción del tiempo mecanizado cuando el filo está cortado Q	0.14	0.75
Costos de máquina y operario M , \$/s	0.004	0.002 5
Costo de herramienta afilada C_t , \$	20.00	0.50
Tiempo de cambio de herramienta $t_{c,r}$, s	600	120
Índice de la vida de la herramienta n	0.125	0.125
Vida de la herraam. para costo m/n , $t_c = [(1/n) - 1] [t_{c,r} + (C_t/M)]$, ks	39.2	2.24
Velocidad de corte para 1 m/n, de vida de la herramienta v_r , m/s	1.0	1.0
Velocidad de corte para costo mínimo $v_c = v_r(60/Q t_c)^{1/n}$, m/s	0.57	0.66
Tiempo de mecanizado t_m , s	140.4	186.4
Número de piezas producidas por herramienta = t_c/t_m	279	12
Tiempo improductivo por pieza $t_{i,s}$	120	120
Tiempo de cambio de herramienta por pieza = $(t_m/t_c)t_{c,r}$, s	2	10
Costo improductivo por pieza $M t_{i,s}$, \$	0.48	0.300
Costo de herramienta por pieza = $(t_m/t_c)(C_t + M t_{c,r})$, \$	0.08	0.067
Costo de mecanizado por pieza $M t_m$, \$	0.562	0.466
Tiempo total de producción t_{pr} , s	262.4	316.4
Costo total por pieza C_{pr} , \$	1.12	0.833

dora se limitó a 0.13 mm (0.005 pulg) debido a la fuerza de corte máxima que la máquina podía suministrar. La velocidad de avance en el fresado se limitó a 1.3 mm/s (3.07 pulg/min) debido a la potencia disponible. La fresa usada era de 100 mm (3.94 pulg) de diámetro. Los cálculos muestran que los costos más elevados en el fresado resultan en una vida de herramienta mayor, pero dado que cada fresa produce un gran número de piezas los costos de herramienta por pieza son razonablemente bajos. En esta comparación los costos de la operación en cepilla-do son menores que los de fresado. Este resultado es probablemente razonable para una operación tan simple como la mostrada en este ejemplo. Sin embargo, esta operación no debe tomarse como patrón: Pueden fresarse formas muy com-plicadas en una sola pasada usando fresas montadas en grupo sobre el mismo ár-bol o con fresas de forma. El uso de una limadora o cepillo en estas condiciones no sería económico, especialmente si el lote es grande. De hecho, la limadora no es considerada una máquina herramienta de producción y generalmente se usa sólo para pequeños lotes debido al tiempo de acondicionamiento relativamente bajo.

REFERENCIA

1. Taylor, F. W.: On the Art of Cutting Metals, *Trans. ASME*, vol. 28, pág. 31, 1906.

PROBLEMAS

1. Para una operación de torneado, trabajando un solo turno, el costo de la mano de obra y el tiempo de máquina gastado en resituar un filo es \$0.20, el costo de cada pastilla con cuatro filos es \$0.80 y la depreciación del portapastillas por cada pastilla es \$0.08. El costo inicial del torno fue \$20.000 el cual se amortiza en 5 años. Los costos de operación de la máquina incluida la mano de obra y los gastos generales, despreciando la depreciación se estiman en \$6.00/hr.

Si el índice de Taylor para la vida de la herramienta para las pastillas de carburo es de 0.25. Calcular para condiciones de costo mínimo, la vida de la herramienta en segundos (s), y la velocidad de corte, en metros por segundo (m/s), si la máquina va a ser usada en:

- a. Un solo turno, 40 hr/semana
- b. Doble turno, 80 hr/semana

Suponga 50 semanas efectivas por año, una velocidad de corte para 60 s de vida de la herramienta de 7.6 m/s y un tiempo improductivo para cargue y descargue de una pieza de 3 min.

2. Un lote de 1 000 piezas va a ser desbastado a 80 mm de diámetro en 300 mm de su longitud usando en torno un avance de 0.25 mm por revolución. La ecuación de Taylor para la combinación particular de herramienta de carburo-pieza fue encontrada experimentalmente

$$vt^{0.25} = 28$$

donde v es la velocidad de corte (m/s) y t es la vida de la herramienta (s). Si el costo por filo para el tipo de pastilla es \$0.50 (incluida la depreciación de la herramienta y el costo de resituar el filo) y el costo total de máquina, incluido el costo de operario es \$8.00/hr, calcular

- a. La vida de la herramienta (s) para costo mínimo de producción
 - b. La velocidad de corte (m/s) que produzca esta vida de la herramienta
 - c. El tiempo total de producción (Ks) suponiendo que el tiempo tomado en resituar un filo es 30 s, y que el tiempo inicial de alistamiento del lote es 1 hora.
 - d. El costo total de producción
3. Se usa una herramienta del tipo de pastilla de carburo soldado en una operación de torneado. Cuesta \$10.00 y puede ser reafilada en promedio 10 veces. El costo de reafilado es \$1.00. El torno costó \$20 000 y se usa 8hr/día, 5 días/semana y 50 semanas/año. Su costo debe amortizarse en 10 años y los costos generales de la máquina son del 100%. El salario del operario es de

\$5.00/hr y sus costos generales del 100%. La relación entre la velocidad de corte y la vida de la herramienta para las condiciones empleadas es

$$vt^{0.25} = 7$$

donde v es la velocidad de corte (m/s) y t es la vida de la herramienta (s). El tiempo de cambio de herramienta es 4 min, y el tiempo de manejo por pieza es 5 min. La distancia de corte por pieza es 200 m. Calcule:

- a. El costo mínimo de producción
 - b. El tiempo mínimo de producción (s)
4. Para las condiciones del problema 3 calcule la vida de la herramienta (s) y la velocidad de corte (m/s), para utilidad máxima por unidad de tiempo y los correspondientes costos y tiempo de producción. (Suponga que el taller recibe \$4.00 por cada pieza.)
 5. En una operación de fresado tangencial se monta un conjunto de cuatro fresas para producir una superficie en una pieza de acero de 200 mm de largo. La fresa más grande tiene un diámetro de 150 mm, y todas las fresas son de acero rápido. Toma 5 min el cambio de las fresas, y la relación entre vida de la herramienta y velocidad de corte es

$$vt^{0.125} = 2.65$$

donde v es la velocidad de corte (m/s) y t es la vida de la herramienta (s). La profundidad de pasada para la fresa mayor es 14 mm y el costo de máquina y operario es \$24.00/hr. Dos de las fresas cuestan \$80.00 cada una y su reafilado \$10.00 cada una. Las otras dos cuestan \$100 y su reafilado \$12.00 cada una. Todas las fresas pueden reafilarse en promedio 20 veces. El tiempo para remover y reemplazar una pieza y regresar las fresas al comienzo del corte es 3 min. Estime el costo mínimo de producción (\$) y el tiempo de producción correspondiente (s), cuando la velocidad de avance es 2 mm/s. Estime también el costo mínimo de producción y el tiempo correspondiente si la máquina está dotada de una prensa especial que permite montar una nueva pieza mientras otra está siendo mecanizada. (Suponga que la prensa permite que el tiempo improductivo por pieza se reduzca a 30 s.)

6. Con una taladradora monohusillo, una broca puede perforar 6 agujeros en una placa entre afilados. La velocidad de la broca es de $25 s^{-1}$ y ésta es del tipo de punta de carburo con $n = 0.25$ en la relación de Taylor. El tiempo de mecanizado por agujero es de 6 mm. La máquina costó \$100,000 y será amortizada en 50 000 hr. Los costos generales de la máquina son del 70%, el salario del operario es \$4.00/hr y sus gastos generales \$10.00/hr. El costo inicial de una broca es \$50.00, puede reafilarse 10 veces al costo promedio de \$2.00 por reafilado. El tiempo gastado en cambiar la broca es 6 min. Despreciando el tiempo de reacondicionar la broca calcule:

- a. El costo por agujero bajo estas condiciones (\$)

- b. La velocidad de la broca para costo mínimo por agujero (s^{-1})
 - c. El costo por agujero para condiciones de costo mínimo (\$)
7. Una compañía va a comprar una nueva máquina de taladrado profundo de tres husillos a un costo de \$250 000. La eficiencia con la cual pueden emplearse los tres husillos es del 90% debido a que no siempre es posible taladrar tres agujeros al mismo tiempo. El tiempo de cambio por broca es de 2 min, y los costos restantes serán los mismos que para la máquina antigua descrita en el problema 6. Calcule para la nueva máquina:
- a. El costo total por agujero (\$) si la máquina se opera a una velocidad de la broca de $25 s^{-1}$
 - b. La velocidad de la broca (s^{-1}) para costo mínimo por agujero
 - c. El costo total (\$) por agujero bajo condiciones óptimas

7

Nomenclatura de las Herramientas de Corte

7.1 INTRODUCCION

Las características más importantes de una herramienta de corte son los dos filos,

1. El filo principal, que remueve generalmente la mayor parte del metal
2. El filo secundario, que controla principalmente el acabado superficial de la pieza

y las caras y flancos cuyas intersecciones forman los filos. La fig. 7.1 muestra las características importantes de una herramienta monofillo y la nomenclatura que describe estas características así como la aplicación en una operación de torneado.

La geometría y la nomenclatura de las herramientas de corte es un tema bastante complicado aun tratándose de herramientas monofillo. Es difícil, por ejemplo, determinar los planos en los cuales deben medirse los ángulos de una herramienta monofillo; es particularmente difícil determinar la pendiente de la cara de la herramienta o superficie de desprendimiento. Existen varios sistemas de disposición geométrica y nomenclatura. Para apreciar las ventajas y desventajas de los diferentes sistemas (por ejemplo el sistema recomendado por la ISO, los sistemas

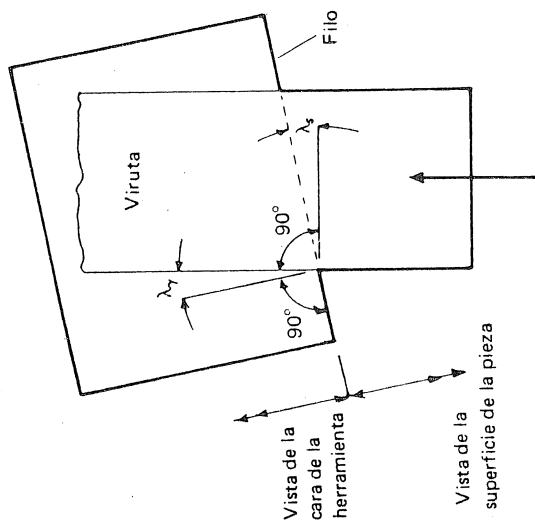


FIG. 7.3 Demostración de la ley de flujo de la viruta de Stabler ($\lambda_s = \lambda_\gamma$).

dirección de corte. El ángulo de inclinación del filo se mide en el plano de la nueva superficie de la pieza y para el corte ortogonal $\lambda_s = 0$. En el corte oblicuo la viruta fluye en la cara de la herramienta en una dirección que forma un ángulo λ_γ (ángulo de flujo de la viruta) con una línea trazada en la cara y perpendicular al filo. La fig. 7.3 muestra un desarrollo de la viruta producida durante el corte oblicuo: la parte del diagrama debajo de la línea que representa el filo es una vista normal a la nueva superficie de la pieza y la parte arriba del filo es una vista normal a la cara de la herramienta. El diagrama muestra que si la viruta no cambia en ancho durante su formación,

$$\lambda_s = \lambda_\gamma \quad (7.1)$$

Experimentalmente se ha demostrado que se pueden presentar variaciones de esta igualdad pero para la mayoría de los casos la ecuación (7.1) proporciona una buena aproximación. Es interesante anotar que esta ecuación fue propuesta por Stabler¹ y es conocida como la "ley de flujo de la viruta de Stabler". El resultado principal es que el ángulo de inclinación del filo λ_s es el parámetro más importante para determinar la dirección del flujo de la viruta lejos de la región de corte y se convierte en una consideración importante en el diseño de herramientas prácticas de corte. Cualquier sistema aceptable de nomenclatura debe incluir una definición del ángulo de inclinación del filo para dar al sistema un significado físico en relación con el proceso de corte. La segunda consideración importante para la escogencia de un sistema de nomenclatura relacionado con el afilado de herramientas es la de que sea posible lograr directamente los ángulos en el

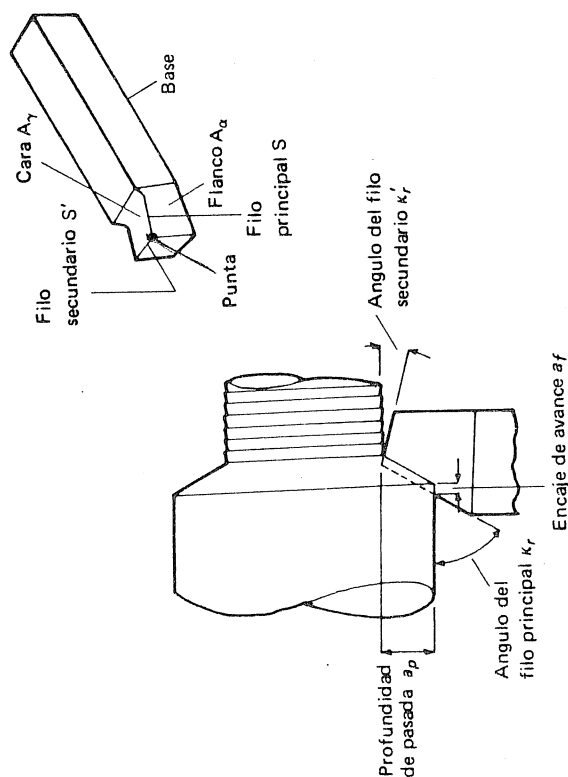


FIG. 7.1 Términos aplicados a las herramientas monofil y a una operación de corte.

británicos de máxima inclinación o el sistema ASA) es necesario entender primero cómo la forma de la herramienta afecta la dirección en la cual fluye la viruta.

En muchos de los trabajos de investigación se considera solamente la disposición conocida como *corte ortogonal* mostrada en la fig. 7.2(a) en la cual el filo recto de la herramienta cuneiforme se encuentra perpendicular a la dirección de corte. Esto sucede con muy poca frecuencia en la práctica; la mayoría de las operaciones de corte involucran *corte oblicuo* en donde el filo es inclinado. En la disposición que aparece en la fig. 7.2(b) el filo está inclinado un ángulo λ_s (conocido como *ángulo de inclinación del filo*) respecto de la línea perpendicular a la

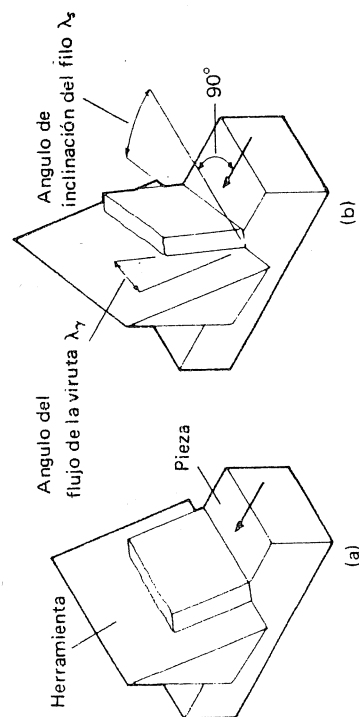


FIG. 7.2 Operaciones básicas de corte: (a) Corte ortogonal; (b) corte oblicuo.

dispositivo o prensa afiladora. Teniendo en cuenta estas dos consideraciones se tratarán ahora los diferentes sistemas de nomenclatura usados en el pasado.

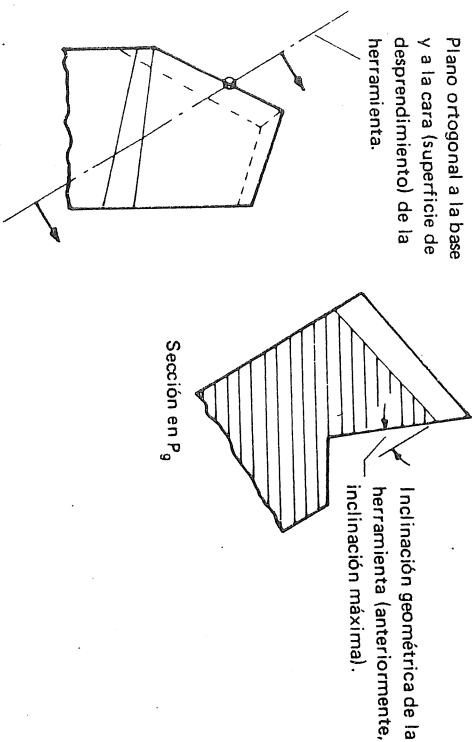
7.2 SISTEMAS DE NOMENCLATURA DE HERRAMIENTAS DE CORTE

7.2.1 Sistema británico de máxima inclinación

La fig. 7.4 ilustra el sistema británico antiguo (BS 1886), donde la pendiente de la cara de la herramienta se medía en un plano normal a la base y a la cara de la misma, es decir, en la dirección de la máxima pendiente. Este método tenía por ventaja que los ángulos especificados podían lograrse en la prensa de la afiladora; la dificultad consistía en que tales ángulos eran independientes de la posición del filo y así tenían que usarse expresiones muy complicadas o un juego de curvas para estimar la dirección de flujo de la viruta. Se sugirió que el sistema de curvas para desarrollar la dirección de flujo de la viruta. Se sugirió que el sistema fuera desarrollado a partir de la idea de que la viruta fluye en la dirección de la pendiente máxima de la cara de la herramienta. Dado que esta idea no es realmente cierta, el sistema no tuvo significado físico en relación con el proceso de corte.

7.2.2 Sistema Asa

El sistema de la Asociación Americana de Normas (ASA) (fig. 7.5 (a)) especifica la cara de la herramienta definiendo su pendiente en dos planos ortogonales: uno paralelo y otro perpendicular al eje de la herramienta, ambos planos perpen-



Vista normal a la base de la herramienta.

FIG. 7.4 Sistema británico antiguo de la inclinación máxima.

diculares a la base de la herramienta. Estos ángulos así especificados son conocidos como inclinación longitudinal de la herramienta e inclinación lateral de la herramienta (fig. 7.5(a)). En este sistema, como en el anterior, los ángulos fueron especificados independientemente de la posición del filo y por eso no dio indicaciones sobre el desempeño de la herramienta en la práctica. La ventaja del sistema es la sencillez de su aplicación en el afilado de herramientas monofilas. Aunque así, la herramienta no puede ser afilada en sus inclinaciones lateral y longitudinal sin el uso de ecuaciones o curvas.

Por ejemplo, supóngase que se usa una prensa universal para el afilado de una herramienta. La prensa tiene ejes A y B perpendiculares entre sí y ambos quedan en planos horizontales cuando se sitúan en cero. La herramienta se monta en la prensa de tal manera que el eje superior, A , sea paralelo al eje de la herramienta. Si se va a afilar la cara, la prensa debe usarse para situar la futura cara de la herramienta en un plano horizontal. Si se usa primero el eje B para levantar la herramienta un ángulo γ_p , para obtener la inclinación longitudinal de la herramienta (fig. 7.5(b)), debe usarse el eje A para girar la herramienta alrededor de su propio eje un ángulo γ_f igual al de su inclinación lateral. Desafortunadamente con esta última operación también se ha rotado el plano en que debe medirse la inclinación longitudinal y el ajuste de ésta debe ser corregido. El análisis de la fig. 7.5 (b) muestra que si γ_p es la inclinación longitudinal requerida, el eje B debiera ubicarse en γ_{set} que puede obtenerse de la siguiente expresión

$$\tan \gamma_{set} = \cos \gamma_f \tan \gamma_p \quad (7.2)$$

En la práctica, esta corrección era casi siempre eliminada y cuando los dos ángulos eran muy pequeños el error resultante era despreciable. Sin embargo, el sistema tenía todavía la desventaja principal de que los ángulos eran independientes del filo.

7.2.3 Sistema alemán

El sistema alemán (DIN) también especifica dos ángulos llamados *inclinación longitudinal* e *inclinación lateral* (fig. 7.6), pero en este sistema los ángulos están asociados con la posición del filo. La inclinación longitudinal es la pendiente del filo medido en un plano que contiene este filo y perpendicular a la base de la herramienta; la inclinación lateral es la pendiente de la cara de la herramienta medida en un plano perpendicular al plano en que se mide la inclinación longitudinal y a la base de la herramienta. Este sistema está en relación con el proceso de corte porque ambos ángulos se especifican de acuerdo con el filo que realiza la operación. Sin embargo, surge una dificultad cuando se usa el sistema para el afilado de una herramienta. El problema es parecido al que se presenta con el sistema ASA. El procedimiento para el afilado con este sistema es el siguiente:

1. La herramienta se sujeta en una prensa universal con sus tres ejes A , B y C puestos en 0.

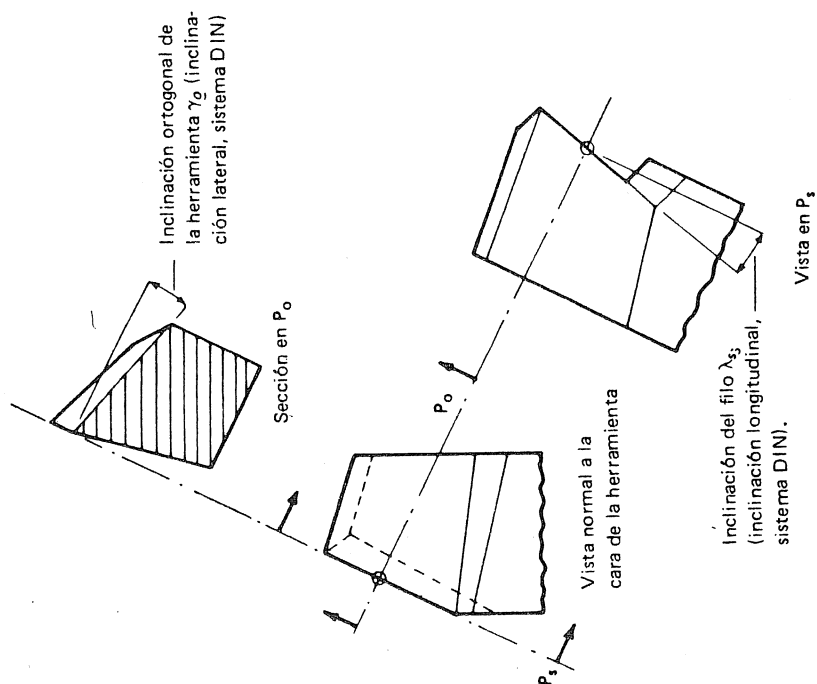


FIG. 7.6 Sistema alemán (DIN) anterior.

2. El filo principal deseado se ajusta en el eje vertical superior *A*, de tal manera que el futuro filo quede paralelo al eje inferior *C*.
3. La inclinación longitudinal deseada se ajusta con el eje horizontal *B* para tener el futuro filo en un plano horizontal.
4. El siguiente paso es ajustar la inclinación lateral en el eje inferior *C* pero anotando que el giro de este eje rota la herramienta alrededor del futuro filo. Así, la inclinación lateral se mide en un plano normal al filo y no perpendicular a la base de la herramienta. Para afilado de precisión, el ajuste del eje *C* (dependiente del ajuste del eje *B*) debe hacerse usando ecuaciones o curvas como en el sistema ASA.

Evidentemente, estas dificultades pueden eliminarse si la inclinación lateral se mide en un plano normal al filo. El ángulo puede obtenerse con el tercer eje, C , sin necesidad de correcciones. Esta idea forma la base de un sistema llamado el *sistema de inclinación normal*, el cual está siendo adoptado como la nueva norma ISO. Este sistema fue propuesto por Stabler en 1955².

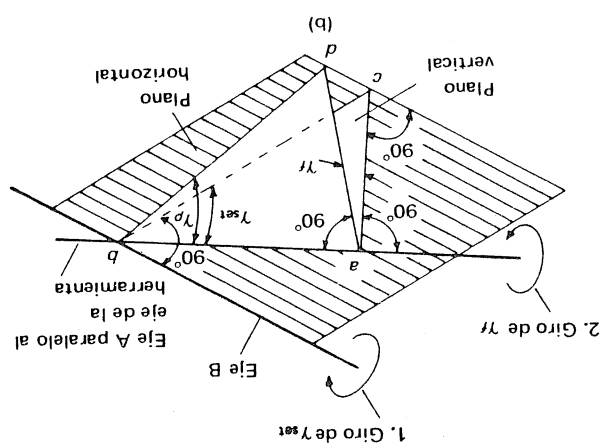
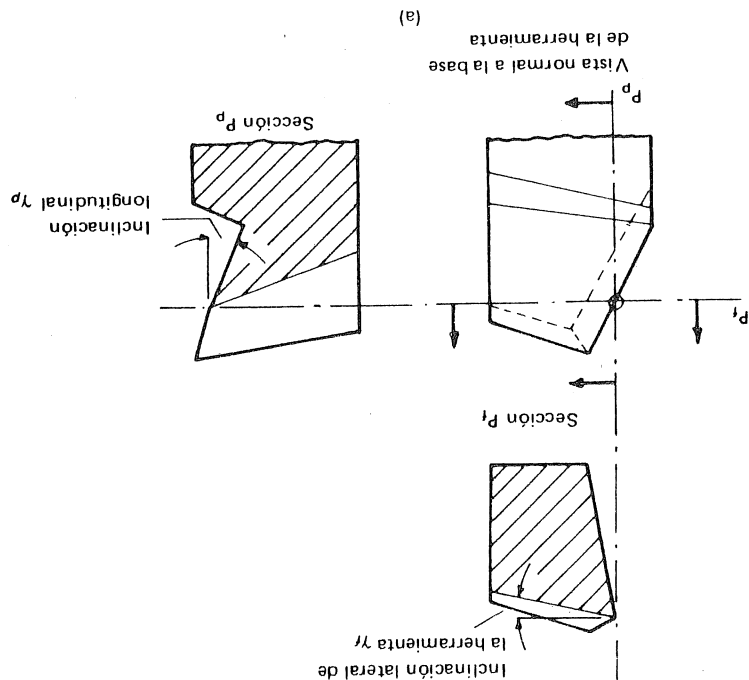


FIG. 7.5 (a) Sistema ASA anterior, (b) Construcción para determinar la corrección de la inclinación longitudinal debida al ajuste de la inclinación lateral donde $ab = ac \cot \gamma_{\text{set}}$, $ab = ad \cot \gamma_p$, $Y \text{ ac/ad} = \cos \gamma_i = \tan \gamma_{\text{set}} \tan \gamma_p$. (El eje A es el eje superior de la prensa.)



7.3 NUEVA NORMA INTERNACIONAL

7.3.1 Sistemas para herramienta en la mano y herramienta en uso

La nueva recomendación de la ISO para la nomenclatura de las herramientas de corte³ establece primero conjuntos de planos que pueden usarse para definir los distintos ángulos de las caras y flancos de la herramienta. Debe entenderse inicialmente que se requieren dos sistemas de ángulos y planos. El primero, es el sistema de "herramienta en la mano" y se refiere a una herramienta que es sostenida en la mano para efectos del afilado. El segundo sistema de ángulos y planos es el de "herramienta en uso" y se emplea para la herramienta que está siendo usada en una operación de mecanizado.

Hay dos razones para que se requieran dos sistemas: primero, en una operación simple de torneado, a medida que crece el avance, el ángulo efectivo de inclinación aumenta y el ángulo normal decrece (fig. 7.7); segundo, es posible que una herramienta (en particular una herramienta monofil) pueda sujetarse en una máquina con varias orientaciones, alterando así los ángulos efectivos de la herramienta. De este modo, el sistema "herramienta en la mano" se define en relación con la base de la herramienta (o para herramientas rotatorias, respecto al eje de las mismas). El sistema "herramienta en uso" se define en relación con la dirección de corte resultante y la dirección del movimiento de avance.

Las figuras 7.8 a 7.11 muestran los dos sistemas de planos necesarios para definir el perfil de la herramienta con respecto a un punto escogido en el filo principal.

La tabla 7.1 muestra cómo, con el uso de estos sistemas de planos, quedan definidos los distintos ángulos; debe anotarse que los ángulos y planos del sistema "herramienta en la mano", terminan en la palabra "herramienta" y los del sistema "herramienta en uso" en la palabra "efectivo" excepto para los ángulos o planos

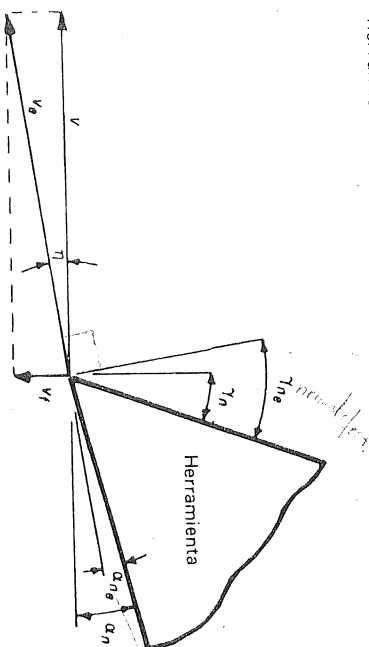


FIG. 7.7 Efecto del ángulo η de la velocidad de corte resultante en la inclinación normal y el ángulo normal en el corte ortogonal, donde v = velocidad de corte, v_f = velocidad de avance, η_e = ángulo de corte, γ_n = inclinación normal de la herramienta, γ_{n_e} = inclinación normal efectiva α_n = ángulo normal, y α_{n_e} = ángulo normal efectivo.

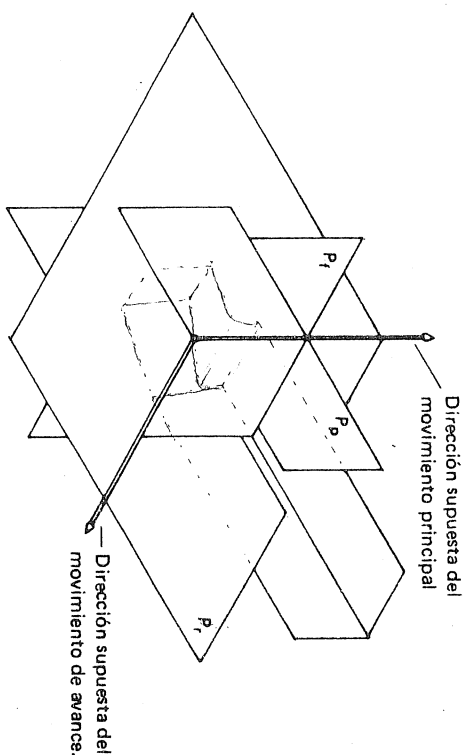


FIG. 7.8 Planos del sistema "herramienta en la mano" P_r , P_t , y P_n para el filo principal de una herramienta monofil, donde P_r , el plano de referencia de la herramienta, es paralelo a la base de la misma; P_t , el plano efectivo supuesto, es perpendicular a P_r , perpendicular al eje de la herramienta, y paralelo a la dirección supuesta del movimiento de avance; y P_n , el plano longitudinal de la herramienta, es perpendicular a P_r y a P_t .

que son iguales en ambos sistemas. Por ejemplo, en la tabla, la inclinación normal de la herramienta γ_n es el ángulo entre la cara de la herramienta A_r y el plano de referencia P_r , medido en el plano normal del filo P_n .

Debe anotarse que cada plano está señalado por un símbolo compuesto de la letra P y un subíndice que identifica el plano. Para todos los planos y ángulos definidos aquí se supone que el punto de referencia escogido queda en el filo principal (S). Sin embargo, si el punto escogido estuviera en el filo secundario, el nombre del ángulo o plano podría incluir las palabras "filo secundario" y el símbolo iría apostrofiado. Por ejemplo P'_s sería el plano del filo secundario de la herramienta, y γ'_n sería el ángulo normal del filo secundario de la herramienta. El símbolo para un plano o un ángulo en el sistema "herramienta en uso" tiene un subíndice adicional, e, que significa "efectivo". Por ejemplo, P_{se} , sería el plano efectivo del filo y γ_{ne} sería la inclinación normal efectiva.

Las figuras 7.12 y 7.13 muestran los diferentes ángulos para una herramienta monofil. En estas figuras los signos de los ángulos serán todos positivos.

Como se explicó en el capítulo 1, el ángulo entre la dirección de corte resultante y la dirección del movimiento principal, el ángulo de la velocidad de corte resultante η , es generalmente muy pequeño; así, si la herramienta se sujeta en la máquina en su posición más natural (por ejemplo, como en la fig. 7.1 para el torneado cilíndrico), los sistemas de "herramienta en la mano" y "en uso" coincidirán siempre y los ángulos correspondientes serán idénticos. Sin embargo, si la herramienta se orienta de manera distinta a la natural, los ángulos efectivos serán

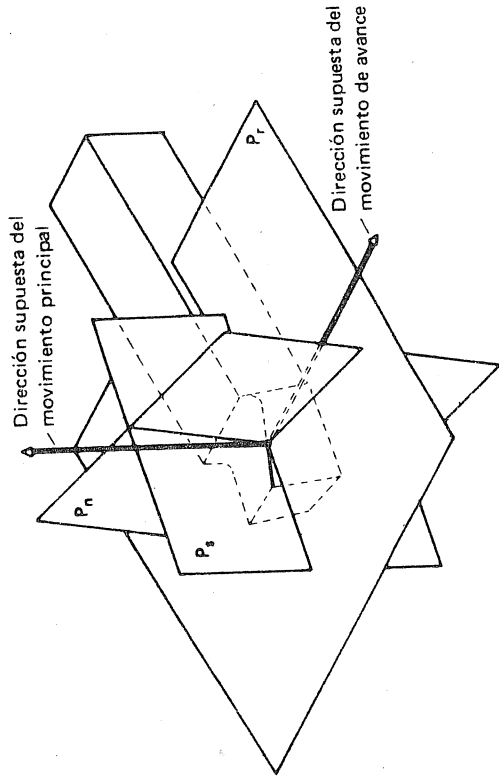


FIG. 7.9 Planos del sistema "herramienta en la mano" P_r , P_s , y P_n para el filo principal de una herramienta mono filo, donde P_r , el plano de referencia de la máquina es paralelo a la base; P_s , el plano del filo de la herramienta, es tangente al filo y perpendicular a P_r ; y P_n , el plano normal del filo es perpendicular a éste.

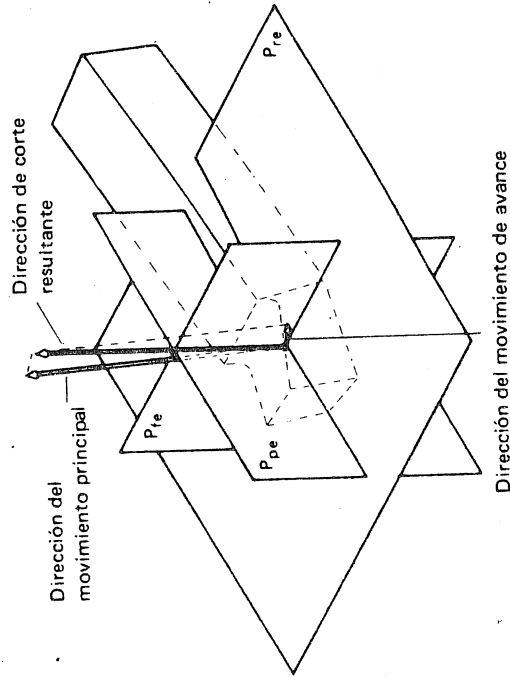


FIG. 7.10 Planos del sistema "herramienta en uso" P_r , P_s , P_n , P_{ae} y P_{fp} para el filo principal de una herramienta mono filo, donde P_r , el plano de referencia efectivo, es perpendicular a la dirección de corte resultante; P_{fp} , el plano efectivo de trabajo, es perpendicular a P_{ae} y contiene las direcciones de los movimientos principal y de avance; y P_{ae} el plano longitudinal efectivo, es perpendicular a P_r y a P_{fp} .

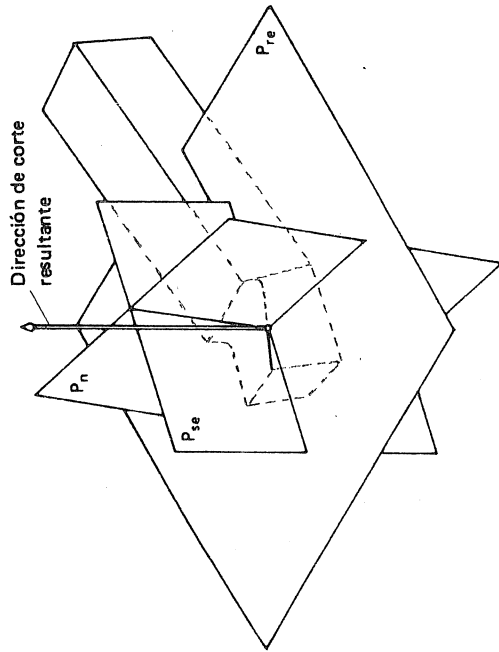


FIG. 7.11 Planos del sistema "herramienta en uso" P_r , P_s , P_n para el filo principal de una herramienta mono filo, donde P_r , el plano de referencia efectivo, es perpendicular a la dirección de corte resultante; P_{fp} , el plano efectivo del filo es tangente al filo y perpendicular a P_r ; y P_n , el plano normal al filo es perpendicular al filo.

TABLA 7.1 Definiciones de los ángulos efectivos y de la herramienta.

Angulo	Es el ángulo entre	y	Medida en el plano
Inclinación normal de la herramienta γ_n	A_γ	P_r	P_n
Inclinación normal efectiva γ_{ne}	A_γ	P_{re}	$P_{ne} (\equiv P_n)$
Angulo normal de la herramienta α_n	A_α	P_s	P_n
Angulo normal efectivo α_{ne}	A_α	P_{se}	$P_{ne} (\equiv P_n)$
Angulo del filo principal de la herramienta κ_r	P_s	P_r	P_r
Angulo efectivo del filo principal κ_{re}	P_{se}	P_{re}	P_{re}
Angulo de inclinación del filo de la herramienta λ_s	S	P_r	P_s
Ang. efect. de inclinación del filo de la herram. λ_{se}	S	P_{re}	P_{se}
Angulo de la punta de la herramienta ϵ_r	P_s	P'_s	P_r
Angulo normal del filo $\beta_n (\equiv \beta_{ne})$	A_γ	A_α	$P_n (\equiv P_{ne})$

Nota: A_γ = cara de la herramienta; A_α = flanco de la herramienta; S = filo principal.

diferentes de los ángulos de herramienta. Para relacionar un sistema con el otro es necesario definir la orientación de la herramienta en la máquina herramienta, y para esto se requiere otro sistema de planos y ángulos, llamado el *sistema de ángulos y planos de situación*.

7.3.2 Sistema de situación

Para completar la relación entre los sistemas efectivo y de herramienta es necesario definir dos conjuntos de ángulos:

1. Los ángulos que definen la posición de la herramienta en la máquina herramienta (llamados los *ángulos de situación*).
2. Los ángulos que definen la orientación de la dirección de corte resultante y la dirección del movimiento de avance relativa a la máquina herramienta.

En la presente discusión solamente se definirá el primer conjunto de ángulos; las definiciones darán información suficiente para obtener los ángulos efectivos a partir de los ángulos de herramienta, cuando η , el ángulo de la velocidad de cor-

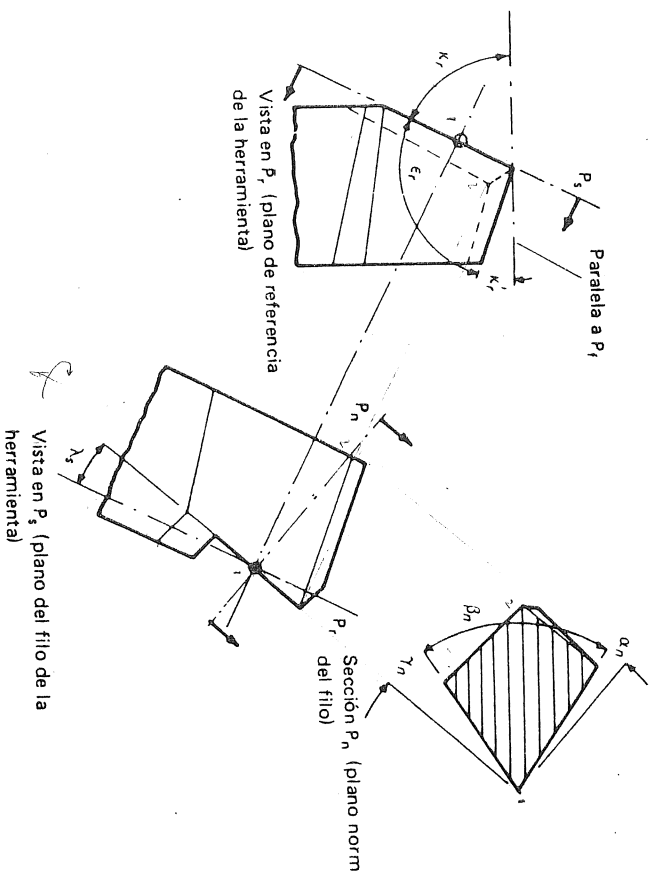


FIG. 7.12 Ángulos de herramienta para una herramienta monofil, donde κ_r' = ángulo del filo principal de la herramienta; κ_r' = ángulo del filo secundario de la herramienta, λ_s = ángulo de inclinación del filo, γ_n = inclinación normal de la herramienta, α_n = ángulo normal de la herramienta β_n = ángulo normal del filo, y ϵ_r = ángulo de la punta de la herramienta.

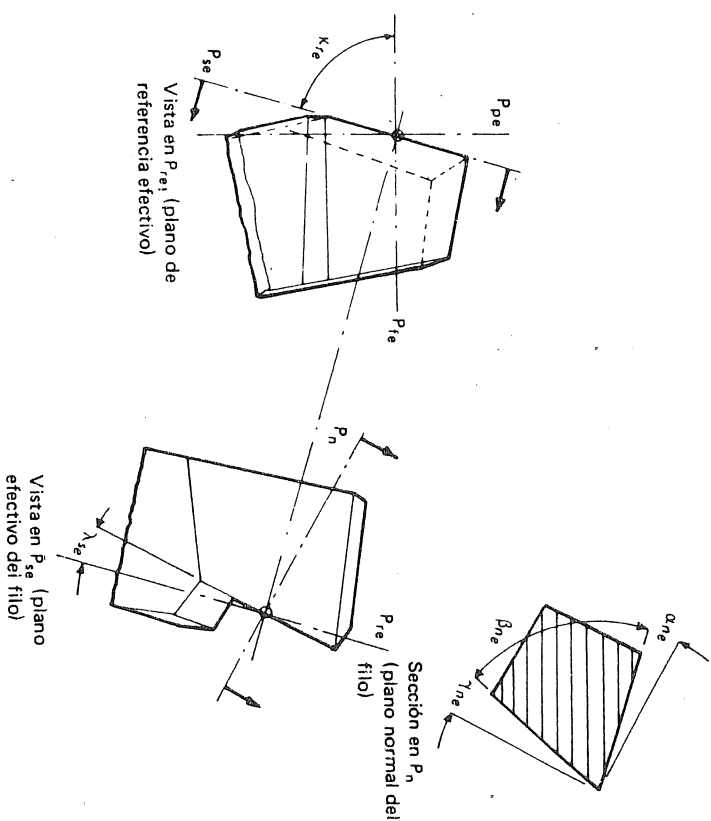


FIG. 7.13 Ángulos efectivos para una herramienta monofil, donde κ_{se} = ángulo efectivo del filo principal, λ_{se} = ángulo efectivo de inclinación del filo, γ_{se} = inclinación normal efectiva, α_{se} = ángulo normal efectivo, β_{se} = ángulo normal del filo ($=\beta_n$), y ϵ_{se} = ángulo efectivo de la punta.

te resultante, se supone igual a cero. Esto simplifica el análisis matemático, pero debe recordarse que para situaciones donde η es significativo (por ejemplo, mayor que 1°), deben emplearse ecuaciones más complicadas.

Los ángulos de situación se definen en la fig. 7.14 para una herramienta monofil. La figura indica también el signo de los ángulos determinado por la regla de la rosca derecha. Los ejes X, Y y Z corresponden a los ejes de la máquina herramienta definidos e ilustrados para varias máquinas en el capítulo 1.

7.3.3 Relaciones matemáticas entre los sistemas efectivo y de herramienta

Las ecuaciones (7.3) a (7.11) permiten calcular los ángulos efectivos cuando se sujeta una herramienta monofil en una máquina herramienta con cualquier orientación y cuando puede suponerse que el ángulo de la velocidad de corte resultante, η , es cero. (fig. 7.7). Cada ángulo efectivo se calcula en tres pasos, cada uno de los cuales corresponde al movimiento de la herramienta de su posición más natural hasta cada uno de los tres ángulos de situación. Así, en cada

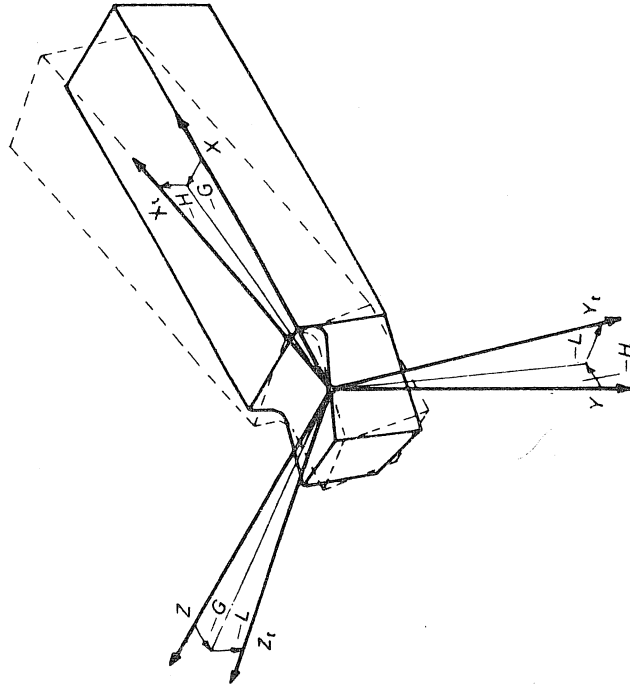


FIG. 7.14 Ángulos y planos de situación, donde X, Y, Z son los ejes de la máquina como se definieron en el capítulo 1; X_r, Y_r, Z_r son los ejes de la "herramienta en la mano" y corresponden a las intersecciones de los planos de ese sistema, $X_r(P_r P_r), Y_r(P_r P_r), Z_r(P_r P_r)$, así como a los ejes de la máquina cuando la herramienta está en su posición más "natural" en la máquina herramienta; G es el ángulo de planta y es positivo si hace decrecer κ ; H es el ángulo de elevación y es positivo si incrementa λ ; L es el ángulo de rotación y es positivo si hace crecer el ángulo γ . (NOTA: Para la herramienta de corte a la derecha, que se muestra en la figura, los signos de los ángulos de situación cumplen la ley de la rosca derecha.)

grupo de ecuaciones el subíndice G, H , ó L se refiere al efecto del ángulo de situación respectivo. Debe anotarse que los ángulos resultantes son los verdaderos ángulos efectivos, solamente cuando el plano efectivo P_{fe} coincide con el plano de la máquina P_{yz} y cuando el efecto del avance es despreciable, es decir, $\eta = 0$. Sin embargo, bajo ciertas condiciones, por ejemplo, cuando se taladra o tornea con una velocidad alta, el efecto de η debe ser tenido en cuenta.

Las ecuaciones para calcular el ángulo del filo principal son:

$$\kappa_{rL} = \arctan \frac{\sin \kappa_r}{(\cos \kappa_r \cos L) - (\tan \lambda_s \sin L)} \quad (7.3)$$

$$\kappa_{rH} = \arctan \frac{(\sin \kappa_{rL} \cos H) - (\tan \lambda_{sL} \sin H)}{\cos \kappa_{rL}} \quad (7.4)$$

$$\kappa_{rG} = \kappa_{rH} - G = \kappa_{re} \quad (7.5)$$

para el ángulo de inclinación del filo:

$$\lambda_{sL} = \arcsen [(\sin \lambda_s \cos L) + (\cos \kappa_r \cos \lambda_s \sin L)] \quad (7.6)$$

$$\lambda_{sH} = \arcsen [(\sin \lambda_{sL} \cos H) + (\sin \kappa_{rL} \cos \lambda_{sL} \sin H)] \quad (7.7)$$

$$\lambda_{sG} = \lambda_{sH} = \lambda_{se} \quad (7.8)$$

y para la inclinación normal:

$$\gamma_{nL} = \gamma_n - \arctan \frac{\sin \kappa_r \sin L}{(\cos \lambda_s \cos L) - (\cos \kappa_r \sin \lambda_s \sin L)} \quad (7.9)$$

$$\gamma_{nH} = \gamma_{nL} + \arctan \frac{\cos \kappa_{rL} \sin H}{(\cos \lambda_{sL} \cos H) - (\sin \kappa_{rL} \sin \lambda_{sL} \sin H)} \quad (7.10)$$

$$\gamma_{nG} = \gamma_{nH} = \gamma_{ne} \quad (7.11)$$

El efecto de los ángulos de situación en el ángulo normal es numéricamente el mismo que para la inclinación normal, excepto que el cambio es en el sentido opuesto.

7.3.4 Ejemplo

Se coloca una herramienta de torno en una máquina de tal manera que el ángulo de planta G es -20° , el ángulo de elevación H es -10° , y el ángulo de rotación L es cero. Además, los ángulos de herramienta (fig. 7.12) son los siguientes:

1. κ_r , ángulo del filo principal es 30° .
2. λ_s , ángulo de inclinación del filo es 5° .
3. γ_n , inclinación normal de la herramienta es 10° .
4. α_n , ángulo normal de la herramienta es 5° .

De las ecuaciones (7.3), (7.6) y (7.9) cuando $L = 0$,

$$\begin{aligned} \kappa_{rL} &= \kappa_r = 30^\circ \\ \lambda_{sL} &= \lambda_s = 5^\circ \\ \gamma_{nL} &= \gamma_n = 10^\circ \\ \alpha_{nL} &= \alpha_n = 5^\circ \end{aligned}$$

De las ecuaciones (7.4) y (7.5)

$$\begin{aligned}
 K_{re} &= K_{rH} - G \\
 &= \arctan \left[\frac{(\sin 30^\circ \cos 10^\circ) + (\tan 5^\circ \sin 10^\circ)}{\cos 30^\circ} \right] + 20^\circ \\
 &= 30.3^\circ + 20^\circ = 50.3^\circ
 \end{aligned}$$

De las ecuaciones (7.7) y (7.8)

$$\begin{aligned}
 \lambda_{se} &= \lambda_{sH} \\
 &= \arcsen [(\sin 5^\circ \cos 10^\circ) - (\sin 30^\circ \cos 5^\circ \sin 10^\circ)] \\
 &= 0
 \end{aligned}$$

De las ecuaciones (7.10) y (7.11)

$$\begin{aligned}
 \gamma_{ne} &= \gamma_{nH} \\
 &= 10^\circ + \arctan \left[\frac{-\cos 30^\circ \sin 10^\circ}{(\cos 5^\circ \cos 10^\circ) + (\sin 30^\circ \sin 5^\circ \sin 10^\circ)} \right] \\
 &= 10^\circ - 8.9^\circ = 1.1^\circ
 \end{aligned}$$

y finalmente dado que la inclinación normal ha sido reducida por los ángulos de situación, el ángulo normal debe aumentarse en la misma cantidad. Así,

$$\alpha_{ne} = \alpha_n + 8.9^\circ = 5^\circ + 8.9^\circ = 13.9^\circ$$

7.3.5 Cálculo de los ángulos de herramienta a partir de los ángulos efectivos

Con frecuencia es deseable calcular los ángulos de herramienta cuando están especificados los ángulos efectivos y de situación requeridos. Para su cálculo (cuando el efecto del avance es despreciado y cuando el plano efectivo P_{fe} coincide con el plano de la máquina P_{yz}) las ecuaciones son las siguientes:

Para el ángulo del filo principal

$$K_{rG} = K_{re} - G \quad (7.12)$$

$$K_{rH} = \arctan \frac{(\sin K_{rG} \cos H) - (\tan \lambda_{sG} \sin H)}{\cos K_{rG}} \quad (7.13)$$

$$K_{rL} = \arctan \frac{\sin K_{rH}}{(\cos K_{rH} \cos L) - (\tan \lambda_{sH} \sin L)} = K_r \quad (7.14)$$

Para el ángulo de inclinación

$$\lambda_{se} = \lambda_{sG} \quad (7.15)$$

$$\lambda_{sH} = \arcsen [(\sin \lambda_{sG} \cos H) + (\sin K_{rG} \cos \lambda_{sG} \sin H)] \quad (7.16)$$

$$\lambda_{sL} = \arcsen [(\sin \lambda_{sH} \cos L) + (\cos K_{rH} \cos \lambda_{sH} \sin L)] = \lambda_s \quad (7.17)$$

Para la inclinación normal

$$\gamma_{nG} = \gamma_{ne} \quad (7.18)$$

$$\gamma_{nH} = \gamma_{nG} + \arctan \frac{\cos K_{rG} \sin H}{(\cos \lambda_{sG} \cos H) - (\sin K_{rG} \sin \lambda_{sG} \sin H)} \quad (7.19)$$

$$\gamma_{nL} = \gamma_{nH} - \arctan \frac{\sin K_{rH} \sin L}{(\cos \lambda_{sH} \cos L) - (\cos K_{rH} \sin \lambda_{sH} \sin L)} = \gamma_n \quad (7.20)$$

El efecto de los ángulos de situación en el ángulo normal es numéricamente el mismo que para la inclinación normal, excepto que el cambio es en el sentido opuesto.

REFERENCIAS

1. G. V. Stabler, The Fundamental Geometry of Cutting Tools, *Proc. IME*, vol. 165, pág. 14, 1951.
2. G. V. Stabler, The Basic Nomenclature of Cutting Tools, *J. Inst. Prod. Engrs.*, vol. 34, pág. 264, 1955.
3. Geometry of the Active Parts of Cutting Tools—General Terms, Reference Systems, Tool and Working Angles, *ISO*, Draft Internat. Standard ISO/DIS 3002, 1973.

PROBLEMAS

1. Se monta un buril en el portaherramienta recto que se ilustra en la fig. 7.15. El vástago del portaherramienta se monta horizontalmente y perpendicular al eje del husillo del torno con la punta del buril a la misma altura del eje. Calcule los ángulos de herramienta del buril para obtener los siguientes ángulos efectivos:
 - a. K_{re} , ángulo efectivo del filo principal, de 45° .
 - b. λ_{se} , ángulo efectivo de inclinación del filo de 0.
 - c. γ_{ne} inclinación normal efectiva de 5° .
 - d. α_{ne} , ángulo normal efectivo de 3° .

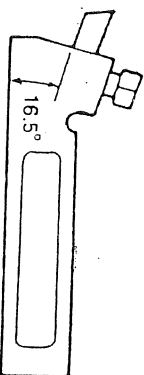


FIG. 7.15 Portaherramienta recto normalizado

2. Si el portaherramienta del problema 1 hubiera sido del tipo derecho, con la parte delantera doblada hacia la izquierda un ángulo de 10° en la vista de planta, ¿qué ángulos de herramienta se requerirían para el buril?

Control de la Viruta

8.1 INTRODUCCION

Antes del advenimiento de las herramientas de carburo y del uso de velocidades elevadas de corte, las virutas continuas no representaban un problema serio. A baja velocidad de corte, estas virutas poseen una curvatura natural y tienden a ser frágiles. Sin embargo, las velocidades de corte han aumentado en tal forma que se hace necesario controlar la viruta. En el torneado, en el cual la herramienta está removiendo metal continuamente durante un período largo, una viruta continua puede enredarse con la herramienta, la pieza, o los mecanismos de la máquina herramienta. Este tipo de viruta puede ser peligrosa para el operario y, a menos que sea controlada en forma apropiada, puede ocasionar el astillado mecánico del filo. Si se está utilizando refrigerante, la viruta puede interferir su flujo ocasionando calentamientos y enfriamientos alternativos del filo. Los esfuerzos térmicos resultantes pueden reducir la duración de las herramientas de carburo cementado.

La manipulación de las virutas continuas a granel puede representar un gran problema económico. Una característica de la manipulación de las virutas puede expresarse mediante la razón volumétrica, o sea, el volumen total ocupado por las virutas dividido por el volumen del material. Las virutas continuas no particularmente tienen una razón volumétrica del orden de 50, las virutas bien enrolladas tienen

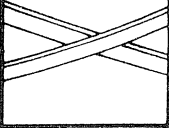

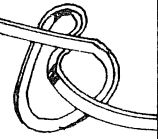
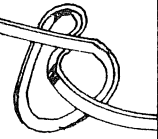
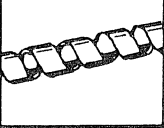






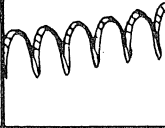



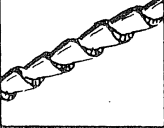







1. Virutas rectas		1.1 Larga		1.2 Corta		1.3 Enredada	
2. Virutas tubulares		2.1 Larga		2.2 Corta		2.3 Enredada	
3. Virutas espirales		3.1 Plana		3.2 Cónica			
4. Virutas helicoidales planas		4.1 Larga		4.2 Corta		4.3 Enredada	
5. Virutas helicoidales cónicas		5.1 Larga		5.2 Corta		5.3 Enredada	
Virutas arqueadas		6.1 Conexa		6.2 Inconexa			
7. Virutas elementales							
8. Virutas ahusadas							

FIG. 8.1 Formas de la viruta producida en las operaciones de mecanizado.

una razón volumétrica del orden de 15, y para las virutas bien partidas la razón volumétrica es del orden de 3. El volumen ocupado por las virutas bien partidas es por lo tanto un diecisieteavo del volumen ocupado por las virutas no partidas, lo cual es una ventaja considerable para su manipulación y eliminación.

La fig. 8.1 ilustra varias de las formas en que se producen virutas durante las operaciones de corte junto con los dos primeros dígitos de un sistema de codificación normalizado¹ propuesto. Los peligros y dificultades resultantes de la formación de virutas largas han requerido el estudio y el desarrollo de varios sistemas para controlarlas y partir las en pequeñas espiras o fragmentos tan pronto como se producen.

8.2 ROMPEVIRUTAS

El control y la fragmentación de las virutas se logra mediante un rompevirutas, que se define como una **modificación de la cara de la herramienta para controlar o fragmentar la viruta, consistente bien en una ranura integral, bien en una obstrucción integral o postiza.**

Existen básicamente dos clases de rompevirutas; del tipo de ranura y del tipo de obstrucción. Estos tipos de rompevirutas junto con sus dimensiones importantes se ilustran en las figs. 8.2 y 8.3.

Un rompevirutas actúa controlando el radio de la viruta y dirigiéndola en una dirección apropiada para que se rompa en pedazos de longitud pequeña. Además de un diseño apropiado del rompevirutas, se requiere que la herramienta posea la geometría precisa para que la viruta siga la trayectoria apropiada a través de la

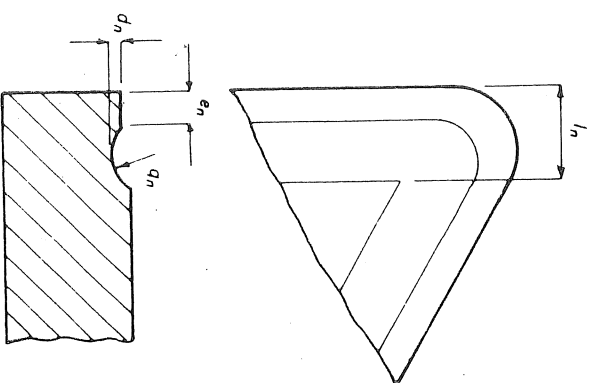


FIG. 8.2 Rompevirutas de ranura, en donde q_n = profundidad del rompevirutas, l_n = ancho del bisel del rompevirutas, e_n = distancia del rompevirutas al filo, y q_n = radio de la ranura del rompevirutas.

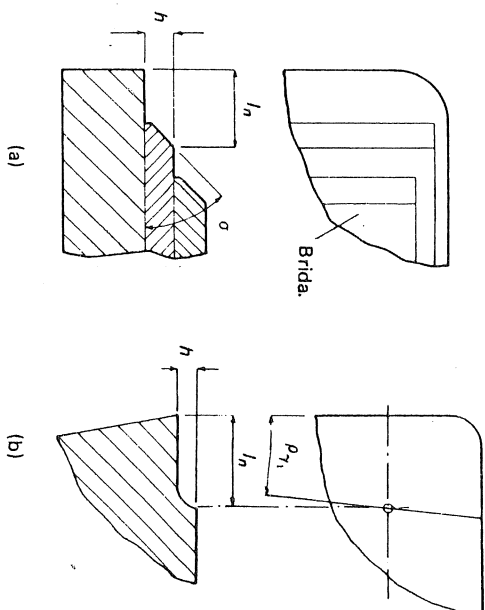


FIG. 8.3 Rompevirutas de obstrucción, en donde h = altura del rompevirutas, l_n = distancia del rompevirutas al filo, σ = ángulo de cuña del rompevirutas postizo y ρ_{T1} = ángulo del rompevirutas. (a) Postizo; (b) integral.

cara. En el cap. 7 se estableció que la dirección del flujo de la viruta era controlada por el ángulo de inclinación efectivo del filo principal. Cuando este ángulo es igual a cero, la operación es conocida como **corte ortogonal**, y la viruta formará una espiral en la mayoría de los casos, como se ilustra en la fig. 8.4(a). En las condiciones de corte ortogonal y con la viruta bien enrollada, el radio de curvatura

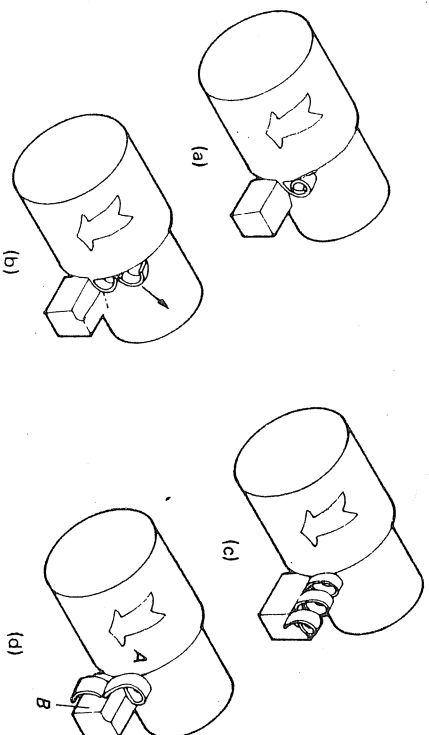


FIG. 8.4 Producción de varias formas de viruta en el torneado. (a) Corte ortogonal, virutas espirales planas; (b) corte ortogonal, virutas arqueadas inco nexas; (c) corte oblicuo, virutas tubulares largas; (d) corte oblicuo, virutas arqueadas conexas.

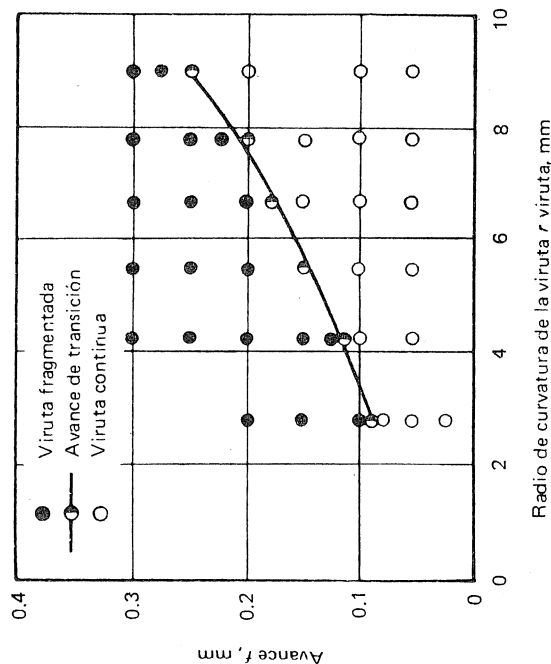


FIG. 8.5 Efecto del radio de curvatura de la viruta y del avance sobre la fragmentación de la viruta para S45C a una velocidad de corte de 1.83 m/s. (Según Nakayama⁴.)

una viruta subfragmentada a una fragmentada eficientemente, debe aumentarse el avance. Se realizaron varios análisis^{3,4,5} para determinar las condiciones en las cuales ocurren los diversos tipos de fragmentación de la viruta. Se encontró que los parámetros principales eran el radio de curvatura y el espesor de la viruta junto con el material de la pieza. Sin embargo, se ha obtenido poco éxito al tratar de correlacionar estos análisis con datos experimentales tales como los obtenidos por Nakayama⁴ (que aparecen en la fig. 8.5). Esta figura ilustra cómo el avance y el radio de curvatura de la viruta afectan la eficiencia en la operación de fragmentación de la viruta.

8.3 PREDICCIÓN DEL RADIO DE CURVATURA DE LA VIRUTA

Aunque no existe un método que permita predecir el comportamiento real de las herramientas con respecto a la fragmentación de la viruta, se ha obtenido algún éxito en la predicción del radio de curvatura de la viruta cuando se utiliza un rompevirutas⁶.

Para cualquier rompevirutas de obstrucción se requiere suponer que la viruta empieza a enrollarse y a separarse de la cara de la herramienta sólo en el extremo de la zona de contacto entre la viruta y la herramienta y que la viruta mantiene constante su radio de curvatura hasta que abandona el rompevirutas. De la fig. 8.6 puede deducirse que para un rompevirutas de obstrucción integral, el radio de curvatura de la viruta, r_{ch} , en el punto definido está dado por:

ra de la viruta aumentará gradualmente en la medida en que el corte progresa. Este crecimiento gradual del radio de curvatura de la viruta impone sobre ella esfuerzos gradualmente crecientes, que con el tiempo ocasionan su fractura formando así las *virutas espirales*. Si la viruta no posee una curvatura natural (éste es el caso a velocidades elevadas de corte) y no hay un rompevirutas, se producen virutas rectas o *planas* que pueden volverse *enredadas* si el proceso de corte es continuo. Con un rompevirutas la viruta se enrollará, pero a causa de las restricciones impuestas en su trayectoria, chocará contra la superficie transitoria de la pieza y se partirá continuamente en fragmentos pequeños (fig. 8.4[b]). Estos fragmentos que toman la forma de *virutas arqueadas inconexas*, a menudo salen despedidos violentamente de la región de corte y son potencialmente peligrosos para el operario de la máquina.

En la situación común del corte oblicuo (el ángulo de inclinación efectivo del filo principal es distinto de cero) las virutas largas son usualmente **tubulares, helicoidales, planas, o helicoidales cónicas** (fig. 8.1) y pueden volverse enredadas. En las de virutas tubulares (fig. 8.4 [c]) el ángulo de su hélice es igual al ángulo de flujo de la viruta y por lo tanto es aproximadamente igual al ángulo de inclinación efectivo del filo principal. Sin embargo, en muchas situaciones la velocidad de corte puede variar considerablemente a lo largo del filo principal (por ejemplo en el taladrado), y se producen virutas helicoidales planas o helicoidales cónicas. Para partir la viruta en cualquiera de estas condiciones es necesario controlar el radio de la viruta mediante un rompevirutas; además, el ángulo efectivo del filo principal (ángulo de situación efectivo) y el ángulo de inclinación efectivo del filo principal deben ser tales que permitan que el extremo libre de la viruta choque contra una de las superficies de la pieza o contra el flanco de la herramienta. El caso más común se ilustra en la fig. 8.4 (d), en donde el extremo libre de la viruta elude la superficie transitoria de la pieza y choca contra la superficie de trabajo de la misma en algún punto A. Entonces el extremo libre de la viruta es llevado hacia abajo por la rotación de la pieza y choca eventualmente contra el flanco de la herramienta en B. La producción posterior de viruta, con el extremo libre fijo efectivamente en B, conduce a un aumento en el radio de curvatura de la viruta, a esfuerzos crecientes y, eventualmente, a la fractura de la viruta. El resultado de este proceso es la producción de **virutas arqueadas** (fig. 8.1). En estas circunstancias el radio de curvatura de la viruta es crítico. Si es muy grande, el extremo libre puede no chocar contra el flanco y podría enrollarse alrededor de la herramienta. Si es muy pequeño, la viruta puede eludir la cara de la herramienta y formar una viruta tubular o helicoidal. En el último caso la viruta puede partirse a causa de su propio peso y de su movimiento.

Hendriksen² clasifica las virutas en tres categorías: sobre-fragmentadas, fragmentadas eficientemente y subfragmentadas. Generalmente, las **virutas arqueadas conexas** son consideradas como fragmentadas eficientemente. En el torneado con una herramienta y un rompevirutas apropiados, el tipo de viruta fragmentada producido puede ser controlado con el avance. Un cambio en el avance afecta tanto el espesor como el radio de curvatura de la viruta. Como regla general para pasar de

$$r_{ch} = \frac{(l_n - l_f)^2}{2h} + \frac{h}{2} \quad (8.1)$$

en donde l_n = ancho del rompevirutas

l_f = longitud de contacto entre la viruta y la herramienta

h = altura del rompevirutas

Creveling, Jorden, y Thomsen⁷ investigaron la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta y concluyeron que

$$\frac{l_f}{a_o} = K \quad (8.2)$$

en donde K es una constante para un material dado, y a_o es el espesor de la viruta.

Substituyendo en la ecuación (8.1) se obtiene

$$r_{ch} = \frac{(l_n - Ka_o)^2}{2h} + \frac{h}{2} \quad (8.3)$$

Estos autores encontraron que para el acero, K es igual a la unidad, y aunque es probable que el valor de K no sea la unidad para todas las condiciones y materiales, parece improbable que K varíe considerablemente. Para propósitos prácticos, es razonable suponer que l_f/a_o es igual a la unidad y la ecuación (8.3) queda en la forma siguiente

$$r_{ch} = \frac{(l_n - a_o)^2}{2h} + \frac{h}{2} \quad (8.4)$$

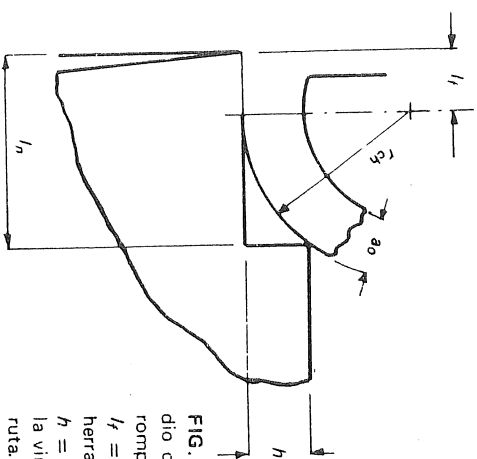


FIG. 8.6 Construcción para determinar el radio de curvatura de la viruta cuando existe un rompevirutas de obstrucción integral, en donde l_f = longitud de contacto entre la viruta y la herramienta, l_n = ancho del rompevirutas, h = altura del rompevirutas, a_o = espesor de la viruta, y r_{ch} = radio de curvatura de la viruta.

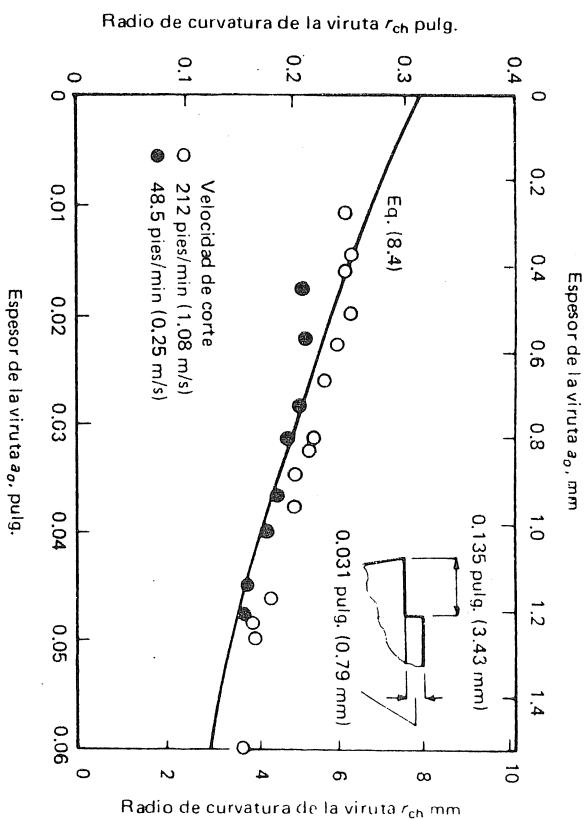


FIG. 8.7 Efecto del espesor de la viruta sobre el radio de curvatura de la misma cuando se mecaniza latón 85/15. (Según Trim y Boothroyd⁶.)

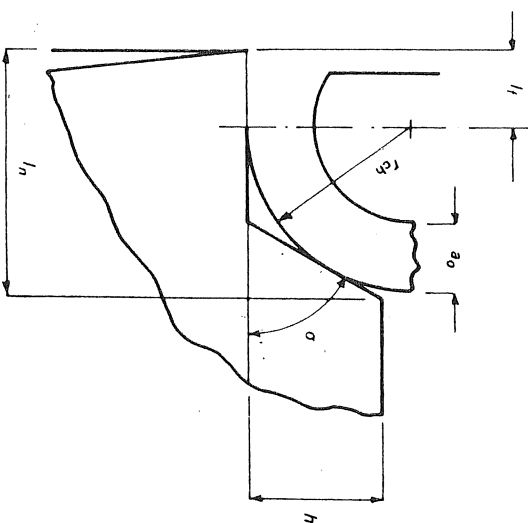


FIG. 8.8 Construcción geométrica para determinar el radio de curvatura de la viruta cuando existe un rompevirutas de obstrucción postizo, en donde l_f = longitud de contacto entre la viruta y la herramienta, l_n = ancho del rompevirutas, h = altura del rompevirutas, a_o = espesor de la viruta, r_{ch} = radio de curvatura de la viruta, y σ = ángulo de cuña del rompevirutas postizo.

La fig. 8.7 muestra que los valores predichos por la ecuación (8.4) concuerdan con los resultados experimentales.

Para un rompevirutas de obstrucción postizo, (fig. 8.8) la ecuación para el radio de la viruta puede obtenerse en forma semejante:

$$r_{ch} = [(l_n - l_f) - (h \cot \sigma)] \cot \frac{\sigma}{2} \quad (8.5)$$

en donde E es el ángulo de cuña del rompevirutas postizo, y cuando l_f es igual a a_o esta ecuación se reduce a

$$r_{ch} = [(l_n - a_o) - (h \cot \sigma)] \cot \frac{\sigma}{2} \quad (8.6)$$

En un rompevirutas de ranura no se puede controlar la viruta a menos que el ancho del bisel del rompevirutas e_n sea menor que la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta l_f . Cuando e_n es menor que l_f , la viruta tratará de fluir sin separarse de la superficie de la ranura y tratará de conformarse al radio del rompevirutas q_n (fig. 8.9). Si, q_n es muy pequeño, la viruta no deslizará por el contorno de la ranura hasta que el desgaste de la herramienta no sea significativo. Así, si se supone que l_f es igual a a_o y el radio de la ranura del rompevirutas q_n es apropiado, se tendrá:

$$r_{ch} = q_n \quad (8.7)$$

cuando e_n es menor que a_o .

Las ecuaciones (8.4), (8.6) y (8.7) permiten calcular el radio de curvatura de la viruta cuando existe un rompevirutas de dimensiones conocidas, y el espesor de la viruta a_o siempre aparece como un parámetro significativo. Puede apre-

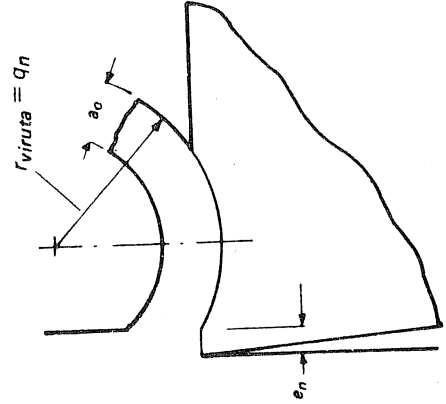


FIG. 8.9 Radio de curvatura de la viruta cuando $e_n < a_o$ para un rompevirutas de ranura, en donde e_n = ancho del bisel del rompevirutas, a_o = espesor de la viruta, y r_{ch} = radio de curvatura de la viruta.

ciarse la razón por la cual ambos r_{ch} y a_o influyen en la eficiencia de la fragmentación de la viruta.

8.4 DESGASTE DE LA HERRAMIENTA DURANTE LA FRAGMENTACION DE LA VIRUTA

En la medida en que la herramienta se desgasta, se forma un cráter en su cara. Este cráter se ajusta a la curvatura de la viruta enrollada y por lo tanto la presencia de un rompevirutas afectará el proceso de desgaste. Inversamente, un cráter que se forma sobre una herramienta sin rompevirutas, puede actuar eventualmente como tal. La fig. 8.10 ilustra los resultados de algunos experimentos⁸ en los cuales se estudió el progreso del desgaste de tres herramientas en condiciones idénticas de corte. En cada ensayo la forma de la cara desgastada de la herramienta fue observada a intervalos de 4 min (240 s).

En la primera prueba (fig. 8.10[a]) se utilizó una herramienta sin rompevirutas. Inicialmente la viruta era plana y larga y se enredó. Gradualmente se formó un cráter que obligó a la viruta a curvarse, y después de 8 min (480 s) dicho cráter empezó a actuar como un rompevirutas.

En el segundo ensayo (fig. 8.10[b]) se empleó un rompevirutas de obstrucción postizo. Puede apreciarse que, además de controlar el radio de curvatura de la viruta y la fragmentación de las virutas, el rompevirutas de obstrucción contribuyó a disminuir substancialmente el desgaste por unidad de tiempo de la cara de la herramienta. Sin embargo, en la medida en que el desgaste progresó, el radio de curvatura de la viruta disminuyó hasta que después de 11 min (660 s) las virutas resultaron sobre-fragmentadas.

Finalmente, en la tercera prueba (fig. 8.10[c]) se empleó un rompevirutas de ranura. De nuevo, después de aproximadamente 11 min (660 s) la fragmentación de la viruta resultó insatisfactoria, y las virutas fueron sobre-fragmentadas a causa de su radio reducido de curvatura. En este ensayo el desgaste por unidad de tiempo fue comparable al obtenido con la herramienta sin rompevirutas pero el efecto del rompevirutas de ranura consistió en eliminar el período inicial durante el cual no ocurría la fragmentación de la viruta.

De estas pruebas puede concluirse que el rompevirutas de obstrucción ocasiona una reducción en el desgaste por unidad de tiempo de la cara de la herramienta. Sin embargo, como la fragmentación satisfactoria de la viruta solamente ocurrió durante los primeros 11 min (660 s), este tiempo se convirtió en la duración efectiva de la herramienta, aunque se había producido una zona de desgaste sobre el flanco de solamente 0.01 pulg. (0.25 mm) de ancho.

Puede concluirse que la duración efectiva de una herramienta puede reducirse considerablemente por el uso de un rompevirutas, porque la acción de fragmentación de la viruta puede volverse ineficiente antes de que la herramienta se haya desgastado en forma significativa.

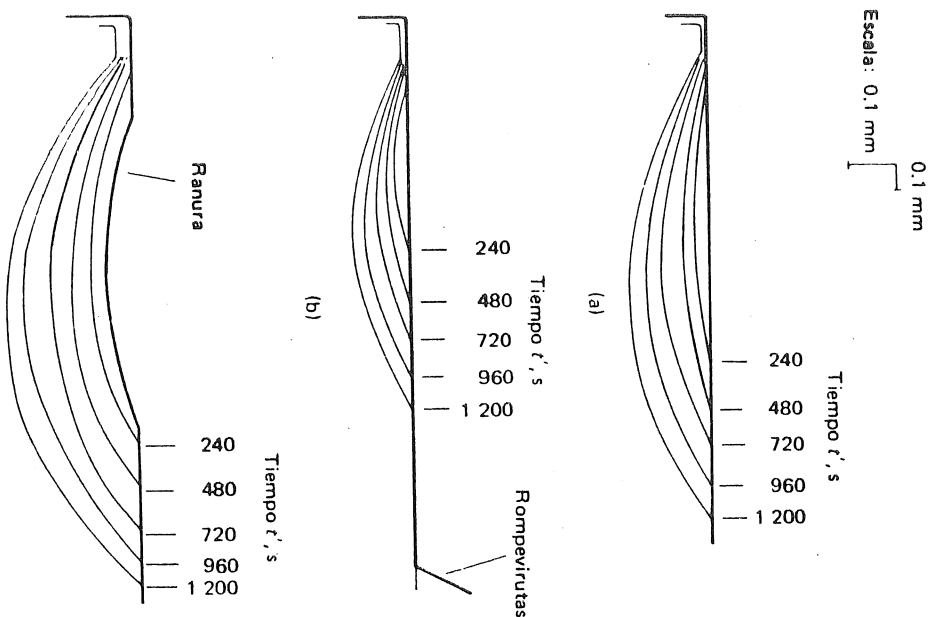


FIG. 8.10 Historia de la formación del cráter durante el torneado de acero AISI 1045 laminado en caliente con herramienta de carburo (Kennametal-K4H), en las condiciones siguientes: velocidad de corte = 550 pies/min (2.8m/s), avance = 0.014 pulg. (0.356mm), y ángulo del filo principal = 75° (a) Herramienta sin rompevirutas; (b) herramienta con rompevirutas de obstrucción postizo; (c) herramienta con rompevirutas de ranura. (Según Reinhart y Boothroyd⁸.)

REFERENCIAS

1. Tool Life Testing with Single-Point Turning Tools, ISO, 5th Draft Proposal, ISO-TC 29/WG 22 (Secretariat 37) 91, marzo, 1972.
2. Hendriksen, E. K.: Chip Breaking—A Study of Three Dimensional Chip Flow, *ASME Paper* 53-S-9.
3. Okushima, K., T. Hoshi, y T. Fujinawa: On the Behavior of Chip in Steel Cutting, Part 2, In the Case of the Parallel Type Chip Breaker, *Bull. J. Soc. Mech. Engrs.*, vol. 3, no. 10, pág. 199, 1960.
4. Nakayama, K.: A Study on Chip Breaker, *Bull. J. Soc. Mech. Engrs.*, vol. 5, no. 17, pág. 142, 1962.
5. Subramanian, T. L., and A. Bhattacharyya: Mechanics of Chip Breakers, *Internat. J. Prod. Res.*, vol. 4, no. 1, 1965.
6. Trim, A. R., y G. Boothroyd: Action of Obstruction Type Chip Former, *Internat. J. Prod. Res.*, vol. 6, no. 3, pág. 227, 1968.
7. Creveling, J. M., T. F. Jordan, and E. G. Thomsen: Some Studies of Angle Relationships in Metal Cutting, *Trans. ASME*, vol. 79, no. 1, págs. 127-137, enero, 1957.
8. Reinhart, L. E., and G. Boothroyd: Effect of Chip Forming Devices on Tool Wear in Metal Cutting, *Proc. 1st No. Amer. Metalworking Res. Conf.*, Hamilton, Ontario, vol. 2, pág. 13, mayo, 1973.

PROBLEMAS

1. Una herramienta de filo principal único está provista de un rompevirutas de obstrucción integral y cuenta con un ángulo de inclinación efectivo del filo principal positivo, con el propósito de producir viruta de forma helicoidal. La altura del rompevirutas es 0.5 mm y su ancho es 1.5 mm. El espesor de la viruta no deformada es 0.05 mm y el módulo de corte es 0.2. Si el ancho de la viruta es 2 mm, calcule el valor mínimo del ángulo de inclinación efectivo del filo principal que garantice que las espiras sucesivas de la viruta no se trasladarán. (Suponga que la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta es igual al espesor de la viruta.)
2. Un rompevirutas de obstrucción integral tiene una altura de 1 mm y un ancho de 4 mm. Se ha encontrado que la viruta es fragmentada satisfactoriamente cuando su espesor es 0.8 mm. ¿qué ancho debe proveerse para un rompevirutas de obstrucción postizo para obtener el mismo rendimiento del rompevirutas integral si la altura del rompevirutas es 2 mm y el ángulo de cuña del rompevirutas es 45°? (Suponga que la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta es igual al espesor de la viruta.)

9.2 VIBRACIONES FORZADAS

La ecuación descriptiva del movimiento del sistema de un grado de libertad mostrado en la fig. 9.1 es

$$m_e \frac{d^2 x}{dt^2} + c_d \frac{dx}{dt} + S_e x = F_{\max} \cos \omega_f t' \quad (9.1)$$

en donde x = desplazamiento

t' = tiempo

m_e = masa equivalente

c_d = constante de amortiguación viscosa o fuerza de amortiguación por unidad de velocidad.

S_e = fuerza de restauración por unidad de desplazamiento o constante del resorte.

F_{\max} = valor máximo (pico) de la fuerza armónica externa

ω_f = frecuencia angular de la fuerza armónica externa.

El desplazamiento de este sistema en el estado estacionario está dado por

$$x = \frac{F_o \cos (\omega_f t' - \phi_f)}{\sqrt{4\delta^2 \omega_f^2 + (\omega_n^2 - \omega_f^2)^2}} \quad (9.2)$$

donde $F_o = F_{\max}/m_e$

$\omega_n = \sqrt{S_e/m_e}$ (la frecuencia angular natural)

$\delta = c_d/2m_e$ (coeficiente de amortiguación viscosa)

La ecuación (9.2) representa un movimiento de frecuencia angular ω_f , con una amplitud dada por:

$$a_v = \frac{F_o}{\sqrt{4\delta^2 \omega_f^2 + (\omega_n^2 - \omega_f^2)^2}} \quad (9.3)$$

Estos resultados se han ilustrado en la fig. 9.2, en donde la ecuación (9.3) está graficada para varios valores del coeficiente de amortiguación

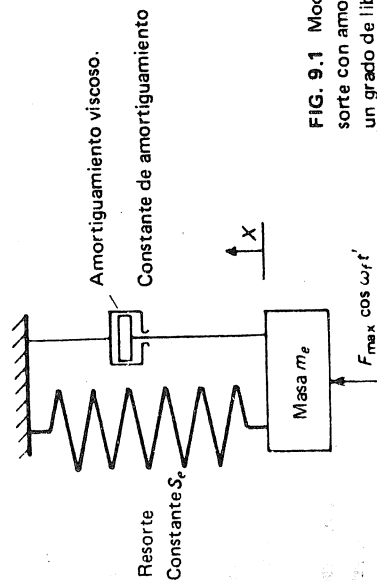


FIG. 9.1 Modelo de un sistema masa-resorte con amortiguamiento viscoso y con un grado de libertad.

Vibraciones en las Máquinas - Herramienta

9.1 INTRODUCCION

En el mecanizado, el avance y el encaje entre la herramienta y la pieza (profundidad de corte) son frecuentemente restringidos por las vibraciones sonoras*. Este fenómeno consiste en un movimiento vibratorio indeseable entre la herramienta y la pieza y cuyo resultado es un acabado superficial irregular en la pieza. En algunas oportunidades es lo suficientemente severo como para obligar a la suspensión del mecanizado y el cambio en las condiciones de corte.

La máquina herramienta, la herramienta y la pieza constituyen un sistema estructural de características dinámicas bastante complicadas, y se han realizado numerosos estudios con el doble propósito de entender la mecánica de las vibraciones sonoras y de suministrar a los diseñadores la información necesaria para mejorar las características dinámicas de las máquinas herramienta. Para simular el comportamiento de una máquina herramienta se requeriría de numerosas masas, resortes, amortiguadores viscosos, y elementos friccionantes. Sin embargo, como el propósito de este capítulo es explicar el origen de las vibraciones sonoras, una máquina herramienta será representada por un sistema masa-resorte con amortiguación viscosa y con un solo grado de libertad de movimiento.

*Este fenómeno se conoce como "Chatter" en la versión inglesa.

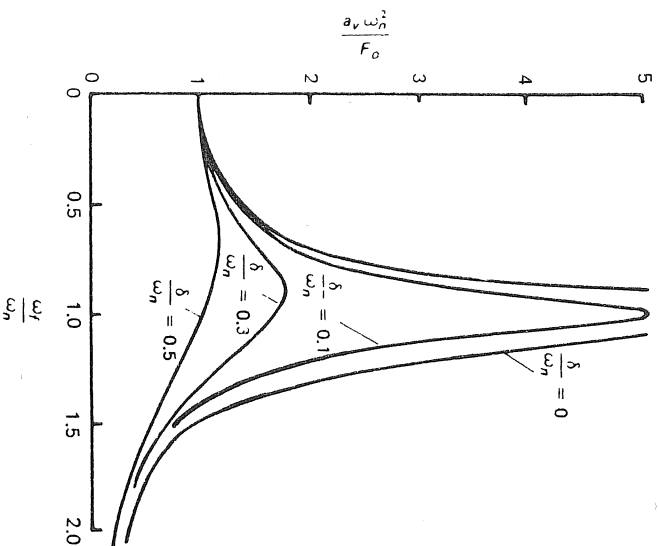


FIG. 9.2 Resposta del sistema de la fig. 9.1, en donde a_v = amplitud de la vibración, F_0 = valor máximo de la fuerza perturbadora dividido por la masa, ω_f = frecuencia angular de la fuerza perturbadora, ω_n = frecuencia natural del sistema y δ = coeficiente de amortiguación.

Puede concluirse a partir de estos resultados que para minimizar la amplitud de vibración de un sistema masa-resorte amortiguado, el coeficiente de amortiguación debe ser tan grande como sea posible y la frecuencia natural del sistema debe ser significativamente menor que la frecuencia de la fuerza perturbadora.

Las vibraciones forzadas en las máquinas herramienta son ocasionadas frecuentemente por variaciones cíclicas en las fuerzas de corte. Tales variaciones ocurrirán, por ejemplo, en el fresado frontal en el cual la frecuencia de la vibración forzada es igual al producto de la frecuencia de rotación de la herramienta y el número de dientes de la misma.

La fig. 9.3 ilustra la variación en el torque del husillo durante una operación de fresado tangencial con el número de dientes de la herramienta.

Puede apreciarse que, en la medida en que el número de dientes aumenta, la frecuencia de las variaciones del torque aumenta y el torque máximo (pico) disminuye.

El diseñador de máquinas herramienta debe estimar a partir de datos presentados en forma semejante a los de la fig. 9.3, las magnitudes y las frecuencias de

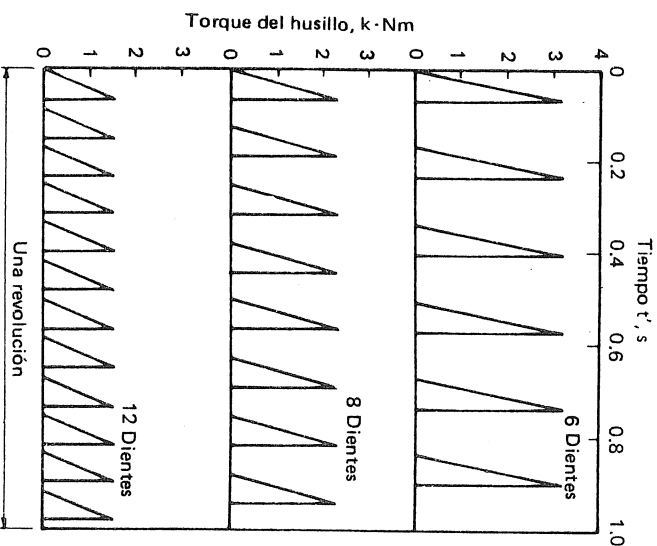


FIG. 9.3 Variaciones en el torque del husillo durante el fresado tangencial con una fresa de dientes rectos, en donde el diámetro de la fresa $d_f = 100$ mm, el encaje de trabajo (profundidad de corte) $a_g = 5$ mm, el encaje posterior (ancho del corte) $a_p = 200$ mm, la frecuencia de rotación de la fresa $n_f = 1$ s⁻¹, y la velocidad de avance $v_f = 17$ mm/s.

las fuerzas perturbadoras que actúan durante la operación de la máquina. Con esta información el ingeniero podrá diseñar la máquina en tal forma que las frecuencias naturales de las diferentes partes de la estructura no se aproximen al valor de las frecuencias de las fuerzas perturbadoras.

El diseñador también debe tratar de lograr una amortiguación máxima en su diseño. Esto puede lograrse en varias formas, mediante amortiguación interna en el material estructural, amortiguación por fricción en las uniones apertadas de la estructura, y amortiguación viscosa en las superficies lubricadas en contacto (guías, cojinetes, rodamientos, etc.). Desafortunadamente, existe poca información útil acerca del diseño con criterios de amortiguación. Sin embargo es posible estimar la amortiguación de una estructura a partir de curvas de respuestas obtenidas experimentalmente.

La fig. 9.4 ilustra una curva de respuesta para un sistema amortiguado. La amplitud máxima es $a_{v\max}$, y de la curva pueden obtenerse las frecuencias f_a y f_b correspondientes a la amplitud $a_{v\max}/\sqrt{2}$.

A continuación se demostrará que si la amortiguación es relativamente pequeña, el coeficiente de amortiguación δ , está dado por

$$\delta = \pi(f_b - f_a) \quad (9.4)$$

Este resultado se obtiene por la substitución de

$$a_v = \frac{a_{v\max}}{\sqrt{2}} = \frac{F_o}{2\sqrt{2}\delta\omega_n} \quad (9.5)$$

en la ecuación (9.3) y resolviendo para ω_f^2

$$\omega_f^2 = (\omega_n^2 - 2\delta^2) \pm 2\delta\sqrt{\omega_n^2 + \delta^2} \quad (9.6)$$

La ecuación (9.6) tiene dos soluciones correspondientes a los puntos a y b de la fig. 9.4. Luego

$$\omega_a^2 = \omega_n^2 - 2\delta\omega_n \quad (9.7)$$

$$\omega_b^2 = \omega_n^2 + 2\delta\omega_n \quad (9.8)$$

Y si el amortiguamiento es pequeño, δ^2 es despreciable comparado con ω_n^2 . Substrayendo las ecuaciones (9.7) y (9.8) y reagrupando términos se obtiene

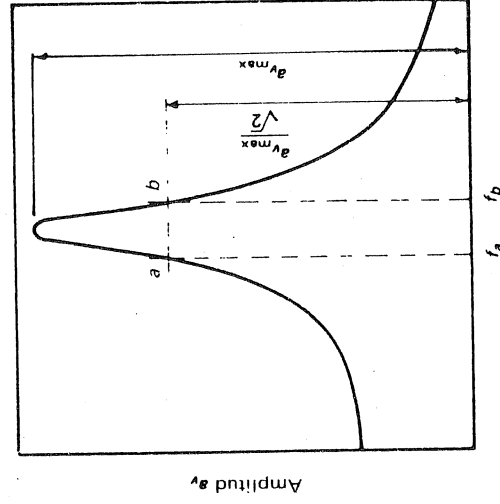


FIG. 9.4 Determinación de las constantes de un sistema amortiguado a partir de las curvas de respuesta.

$$\omega_b - \omega_a = \frac{4\delta\omega_n}{\omega_b + \omega_a} \quad (9.9)$$

Finalmente, como $\omega_b + \omega_a$ es aproximadamente igual a $2\omega_n$, la ecuación (9.9) se reduce a

$$\omega_b - \omega_a = 2\delta \quad \text{o} \quad \delta = \frac{\omega_b - \omega_a}{2} \quad (9.10)$$

Sustituyendo ω_a y ω_b por $2\pi f_a$ y $2\pi f_b$, respectivamente, se obtiene

$$\delta = \pi(f_b - f_a)$$

que es la expresión deseada. Si es necesario, la constante de resorte equivalente se puede estimar mediante la ecuación

$$S_e = \frac{F_{\max}\omega_n}{2\delta a_{v\max}} \quad (9.11)$$

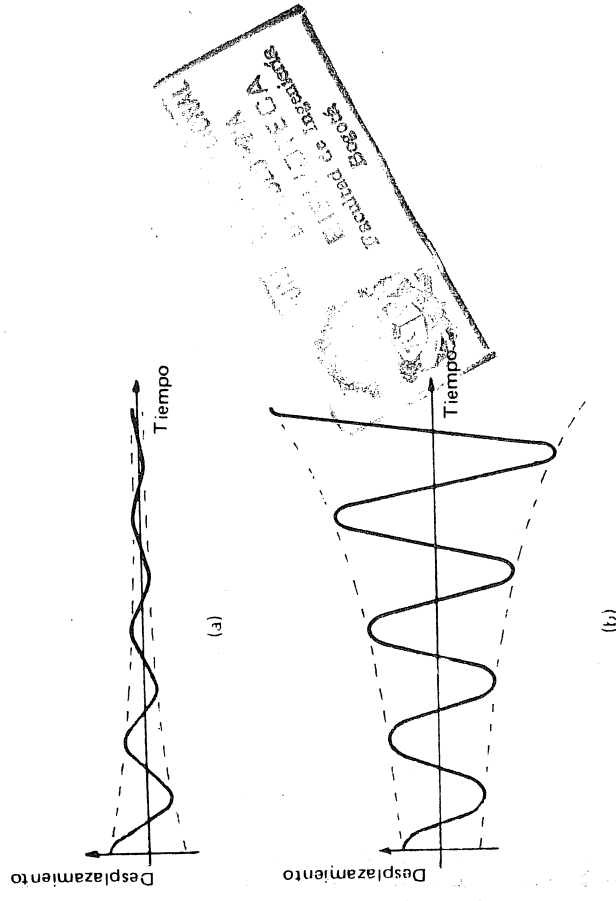


FIG. 9.5 Comportamiento de un sistema masa-resorte con un grado de libertad de movimiento. (a) Amortiguación positiva (la constante de amortiguación $c_d > 0$); (b) amortiguación negativa (la constante de amortiguación $c_d < 0$).

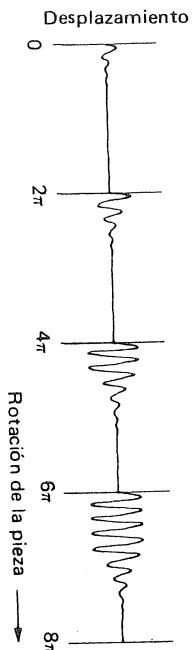


FIG. 9.6 Vibraciones sonoras regenerativas en el torneado.

9.3 VIBRACIONES AUTOINDUCIDAS

Las vibraciones sonoras también pueden ocurrir en las operaciones de mecanización en las cuales normalmente no hay variaciones cíclicas de las fuerzas de corte, como por ejemplo, en el torneado de una pieza cilíndrica. Este tipo de vibraciones sonoras no es tan bien entendido como lo son las vibraciones forzadas, y es difícil predecir las condiciones en que ocurrirán o determinar los cambios en las condiciones de corte necesarios para corregir este fenómeno.

En el mecanizado, las vibraciones autoinducidas pueden originarse en dos formas diferentes: primero, en ciertas condiciones, el proceso de corte puede ser básicamente inestable en tal forma que cualquier desplazamiento pequeño de la herramienta relativo a la pieza se convierte rápidamente en una vibración de gran amplitud. Esta situación de inestabilidad puede ser modelada suponiendo que cd , la fuerza de amortiguación por unidad de velocidad en la ecuación (9.1), es negativa. Esta condición es comúnmente denominada *amortiguación negativa*. Y un sistema en la condición de amortiguamiento negativo es dinámicamente inestable. En la fig. 9.5 se compara el comportamiento de un sistema masa-resorte con amortiguación negativa con su comportamiento cuando la amortiguación es positiva, es decir, cuando cd es positivo. Posteriormente se demostrará cómo la interacción entre la herramienta y la pieza puede producir durante el mecanizado una constante neta, de amortiguación negativa.

La segunda forma en que se pueden originar las vibraciones autoinducidas es más complicada pero mucho más común. En este caso, el proceso de corte puede ser básicamente estable (cd mayor que 0), y las vibraciones ocasionadas por un desplazamiento súbito entre la herramienta y la pieza decaen a medida que el corte progresa. Sin embargo, en las operaciones de mecanización los cortes se trasladan, y cuando la herramienta remueve las irregularidades dejadas por la vibración durante la carrera o revolución previa de la herramienta o de la pieza, se induce una vibración forzada o causa de las variaciones en la fuerza que actúa sobre la herramienta. Esta vibración forzada puede aumentar la amplitud de vibración y es conocida como *vibración sonora regenerativa* (fig. 9.6).

Para entender cómo se originan en el mecanizado las vibraciones autoinducidas es necesario considerar la dinámica del proceso de corte de metales.

9.4 DINAMICA DEL CORTE DE METALES

La discusión siguiente será restringida al modo de vibración que ocasiona el desplazamiento relativo entre la pieza y la herramienta normal a la dirección media de corte porque, este movimiento es el que afecta el valor instantáneo del espesor de la viruta no deformada. La fig. 9.7 ilustra la trayectoria seguida por una herramienta que vibra senoidalmente (condición conocida como *generación de ondas*), y además puede apreciarse que el espesor de la viruta no deformada a_c , el cambio por unidad de tiempo del espesor de la viruta no deformada \dot{a}_c , el ángulo de inclinación normal efectivo γ_{ne} , y el ángulo de holgura normal efectivo α_{ne} , están variando continuamente. Si es posible obtener una expresión para la componente oscilante F de la fuerza resultante sobre la herramienta normal a la dirección media de corte en términos de estas variables, esta expresión puede ser incluida en la ecuación de movimiento

$$m_a \ddot{x} + cd \dot{x} + S_e x = F \quad (9.12)$$

en donde x = desplazamiento de la herramienta normal a la dirección media de corte, medida a partir de la posición de equilibrio de la herramienta en el corte estable (o estado estacionario)

\dot{x} = primera derivada de x con respecto al tiempo

\ddot{x} = segunda derivada de x con respecto al tiempo

La expresión resultante podría usarse para estudiar la estabilidad del sistema. Con el propósito de determinar una expresión para F en la ecuación (9.12), se ha realizado mucho esfuerzo en la determinación de los efectos de la variación cíclica de a_c , \dot{a}_c , γ_{ne} , sobre las fuerzas de corte.

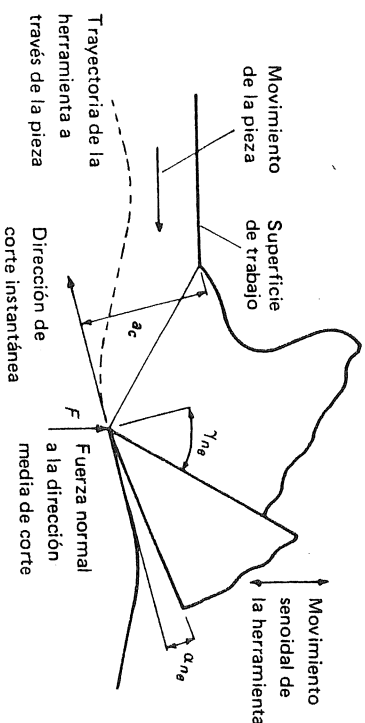


FIG. 9.7 Generación de ondas, en donde γ_{ne} = ángulo de inclinación normal efectivo, α_{ne} = ángulo de holgura normal efectivo. Y a_c = espesor de la viruta no deformada.

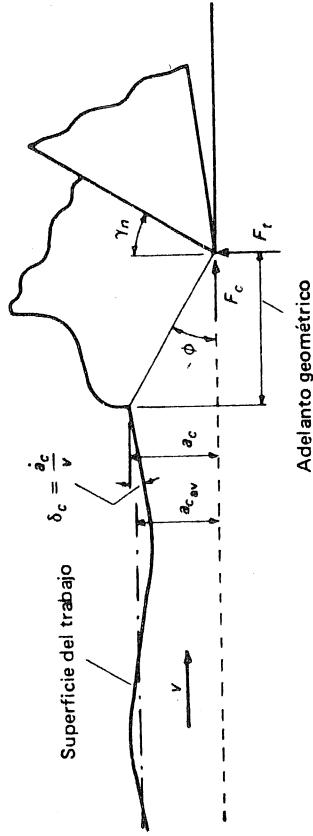


FIG. 9.8 Remoción de una onda, en donde a_c = espesor de la viruta no deformada, $a_{c,v}$ = valor medio de a_c , δ_c = pendiente de la superficie de trabajo, ϕ = ángulo de cizalladura, γ_n = ángulo de inclinación normal, F_c = fuerza de corte, F_t = fuerza de empuje, v = velocidad de corte.

9.4.1 Efecto de las variaciones del espesor de la viruta no deformada

La fig. 9.8 ilustra una situación conocida como *remoción de una onda*, en la cual el espesor de la viruta no deformada, varía senoidalmente pero los ángulos de inclinación y de holgura permanecen constantes. Debe observarse que el espesor de la viruta no deformada se mide en el extremo libre del plano de cizalladura, mientras que los desplazamientos de la herramienta se miden en el filo. Como el plano de cizalladura tiene un alcance mayor que el filo, puede afirmarse que la herramienta detecta las variaciones del espesor de la viruta no deformada antes de alcanzar su posición. En otras palabras, las fluctuaciones en las fuerzas de corte (medidas en el filo de la herramienta) se anticipan a las fluctuaciones del espesor de la viruta no deformada por un margen lineal igual a la proyección horizontal del plano de cizalladura; este margen lineal es conocido como el *adelanto geométrico* (fig. 9.8).

Si se desprecian todos los efectos restantes, las componentes de la fuerza resultante sobre la herramienta serán proporcionales a a_c . Sin embargo, es posible que el cambio por unidad de tiempo del espesor de la viruta no deformada \dot{a}_c también afecte las componentes de la fuerza. El significado físico de \dot{a}_c puede deducirse de la fig. 9.8 porque la pendiente de la superficie de trabajo δ_c en el extremo libre del plano de cizalladura (relativa a la dirección de corte), está dada por

$$\delta_c = \frac{\dot{a}_c}{v} \quad (9.13)$$

En otras palabras, para una velocidad de corte v constante, el cambio por unidad de tiempo del espesor de la viruta no deformada es proporcional a la pendiente de la superficie de trabajo.

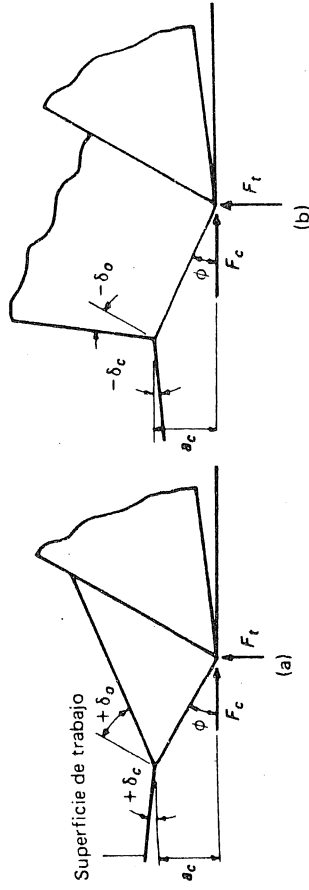


FIG. 9.9 Efecto de una superficie de trabajo de pendiente constante, en donde a_c = espesor de la viruta no deformada, δ_o = ángulo de conicidad de la viruta, δ_c = pendiente de la superficie de trabajo, ϕ = ángulo de cizalladura, F_c = fuerza de corte, F_t = fuerza de empuje. (a) Superficie de trabajo de pendiente positiva; (b) superficie de trabajo de pendiente negativa.

Para entender la razón por la cual las fuerzas de corte pueden ser afectadas por la pendiente de la superficie de trabajo (o por \dot{a}_c) es útil considerar las dos situaciones ilustradas en la fig. 9.9. La única diferencia en las condiciones representadas por estas dos figuras es la pendiente de la superficie de trabajo δ_c ; en la fig. 9.9(a) la pendiente es positiva (a_c aumenta con el tiempo), y en la fig. 9.9(b) es negativa. Puede apreciarse que la viruta producida es mucho más pequeña en el primer caso y podría esperarse una fuerza de fricción menor sobre la cara de la herramienta. Como consecuencia de dicha disminución en las fuerzas podría esperarse un ángulo de cizalladura mayor, cuando la pendiente de la superficie de trabajo es positiva. Esta figura también puede usarse para explicar cualitativamente la forma en que la superficie de trabajo puede producir un efecto de amortiguación negativa. De la fig. 9.9 puede apreciarse que a causa de la forma de la viruta, las fuerzas generadas son pequeñas cuando a_c está disminuyendo. Luego, si la herramienta empieza a penetrar en el material de trabajo (aumentando a_c) durante una operación de corte, la resistencia a la penetración representada por la componente de empuje F_t de la fuerza que actúa sobre la herramienta será menor que la esperada a partir del valor de a_c . En otras palabras, durante la vibración existe una componente de la fuerza variable (oscilante) proporcional a la velocidad (\dot{x}) de la herramienta normal a la dirección de corte pero de signo contrario. Esta fuerza puede conducir a inestabilidad dinámica.

También puede apreciarse en la fig. 9.9 que el ángulo de conicidad de la viruta δ_o es probablemente un factor importante en la determinación de la magnitud de este efecto de amortiguación negativa. La ecuación para el ángulo de conicidad de la viruta puede obtenerse a partir de la geometría ilustrada en la fig. 9.10. Se supone que a causa de la acción de la herramienta el triángulo abc se convierte en el triángulo $ab'c$, en donde el segmento bb' es paralelo al plano de cizalladura ac .

Del triángulo $ab'c$

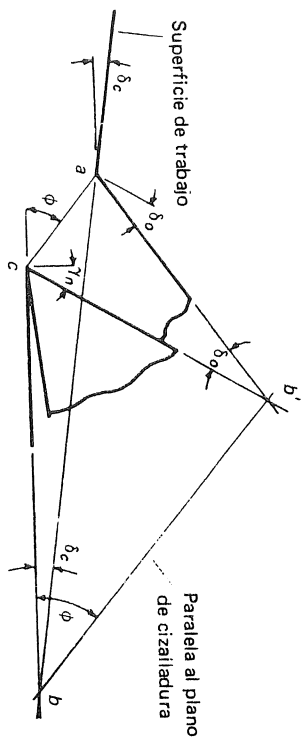


FIG. 9.10 Determinación del ángulo de concidad de la viruta, en donde δ_c = pendiente de la superficie de trabajo, δ_o = ángulo de concidad de la viruta, ϕ = ángulo de cizalladura, y γ_n = ángulo de inclinación normal.

$$\frac{ac}{\sin \delta_o} = \frac{cb'}{\cos (\delta_o + \gamma_n - \phi)} \quad (9.14)$$

Del triángulo abc

$$\frac{ac}{\sin \delta_c} = \frac{cb}{\sin (\phi - \delta_c)} \quad (9.15)$$

y del triángulo $cb'b'$

$$\frac{cb'}{\sin \phi} = \frac{cb}{\cos (\phi - \gamma_n)} \quad (9.16)$$

Combinando las ecuaciones (9.14), (9.15) y (9.16) para eliminar ac , cb , y cb' y reagrupando términos se obtiene

$$\cot \delta_o = \tan (\phi - \gamma_n) \left[\frac{2 \sin \phi \sin (\phi - \delta_c)}{\sin 2(\phi - \gamma_n) \sin \delta_c} - 1 \right] \quad (9.17)$$

La ecuación (9.17) está graficada en la fig. 9.11 para demostrar el efecto de la pendiente de la superficie de trabajo δ_o sobre el ángulo de concidad de la viruta para un ángulo de inclinación normal de 5° y para varios valores del ángulo de cizalladura ϕ . De la figura puede apreciarse que el efecto de δ_c sobre δ_o es pequeño para valores grandes de ϕ , pero es muy grande para valores pequeños de ϕ . Por lo tanto puede aguijarse que el efecto de amortiguación negativa discutido anteriormente será mayor cuando las condiciones de corte sean malas (cuando existen valores pequeños de ϕ). Hasta ahora la discusión se ha restringido a situaciones en las cuales la pendiente de la superficie de trabajo es constante. Sin embargo, durante las vibraciones o vibraciones sonoras (fig. 9.7) la pendiente de la superficie de trabajo relativa a la dirección de corte instantánea varía senoidalmente, y se ha demostrado que la longitud de onda de las ondulaciones de la

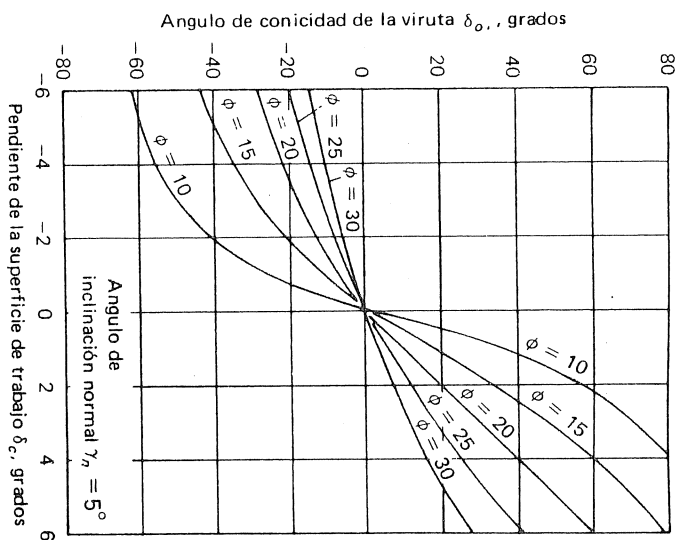


FIG. 9.11 Efecto del ángulo de cizalladura ϕ sobre la relación entre el ángulo de concidad de la viruta δ_o y la pendiente de la superficie de trabajo δ_c (todos los ángulos en grados).

superficie de trabajo afecta la relación entre las fuerzas y la pendiente de la superficie de trabajo. Esta relación puede explicarse mediante las situaciones ilustradas en la fig. 9.12, en donde se muestra la geometría para dos longitudes de onda diferentes de las variaciones de la superficie de trabajo. Es evidente que cuando la longitud de onda λ es del mismo orden de magnitud que el espesor medio de la viruta no deformada $2c_{av}$, las variaciones en las condiciones de fricción sobre la cara de la herramienta se promediarán y tenderán a permanecer constantes, mientras que si la longitud de onda es comparativamente larga, las condiciones de corte tenderán tiempo suficiente para responder a las variaciones en la pendiente de la superficie de trabajo. Luego, si el efecto de la pendiente de la superficie de trabajo sobre el ángulo de cizalladura se representa mediante una ecuación de la forma

$$\phi = \phi_{av} + C \delta_c \quad (9.18)$$

en donde, ϕ = valor instantáneo del ángulo de cizalladura relativo a la dirección media de corte

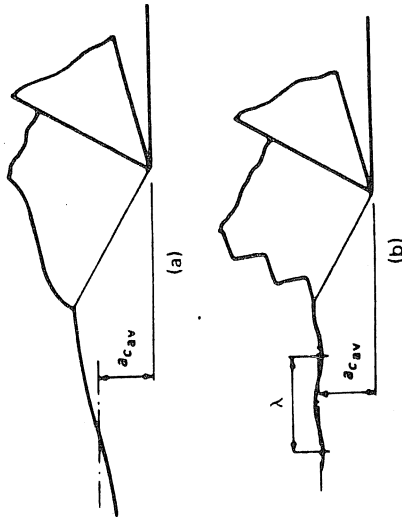


FIG. 9.12 Efecto de la longitud de onda sobre la forma de la viruta en una operación de remoción de una onda, en donde a_{cav} = espesor medio de la viruta no deformada y λ = longitud de onda de las variaciones de la superficie de trabajo (a) $a_{cav}/\lambda = 0.1$; (b) $a_{cav}/\lambda = 0.6$.

ϕ_{av} = ángulo medio de cizalladura

C = parámetro que representa la magnitud del efecto

para longitudes de onda pequeñas se espera que el parámetro C tienda a cero y que ϕ permanezca constante. Sin embargo, cuando la longitud de onda es grande, el valor de C tiende a aproximarse a los valores obtenidos en ensayos, en los cuales la pendiente de la superficie de trabajo es constante (esto es, $\lambda = \infty$). Esto es ilustrado por algunos resultados experimentales¹ reproducidos en la fig. 9.13, en donde el parámetro C está graficado en contra de la razón a_{cav}/λ . La curva que se ilustra en la figura, puede representarse mediante una expresión de la forma

$$C = \frac{C_1}{1 + C_2 a_{cav}/\lambda} \quad (9.19)$$

En las situaciones prácticas de mecanizado la longitud de onda adimensional está dada por

$$\frac{\lambda}{a_{cav}} = \frac{v}{f a_{cav}} \quad (9.20)$$

en donde v es la frecuencia de la vibración y tiende a ser constante para cada sistema máquina-herramienta. Por consiguiente, puede deducirse que las longitudes de onda grandes, las cuales tienden a dar valores grandes de C y desde luego una mayor inestabilidad, pueden obtenerse con velocidades de corte elevadas y valores pequeños del espesor medio de la viruta no deformada. Por supuesto, esta conclusión desprecia los posibles efectos de las fluctuaciones de los ángulos de inclinación normal y de holgura durante las vibraciones sonoras.

Si se obtienen las constantes C_1 y C_2 para una situación específica, el valor instantáneo del ángulo de cizalladura ϕ relativo a la dirección media de corte puede calcularse de la ecuación (9.21) que fue obtenida combinando las ecuaciones (9.18), (9.19) y (9.20)

$$\phi = \phi_{av} + \left[\frac{C_1}{1 + C_2 (a_{cav} f / v)} \right] \delta_c \quad (9.21)$$

Se ha encontrado¹ que el efecto de la pendiente de la superficie de trabajo sobre las fuerzas de corte puede deducirse en la forma siguiente: La fig. 9.14 muestra las fuerzas que actúan sobre la herramienta durante la remoción de una onda. Si T_s es el esfuerzo cortante en el plano de cizalladura, la fuerza cortante que actúa sobre dicho plano está dada por

$$F_s = T_s a_w / l_s \quad (9.22)$$

en donde a_w es el ancho de la viruta, y l_s es la longitud del plano de cizalladura. También puede observarse que

$$F_t = F_s \sin (\beta - \gamma_n) \quad (9.23)$$

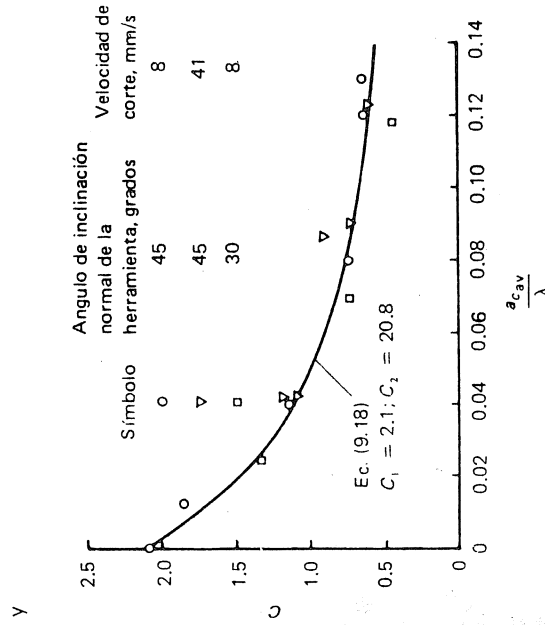


FIG. 9.13 Efecto de la longitud de onda sobre el parámetro C para un material de trabajo latón 85/15, en donde a_{cav} = espesor medio de la viruta no deformada y λ = longitud de onda de las variaciones de la superficie de trabajo. (Según Sarnicola y Boothroyd¹.)

9.4.2 Efecto de las variaciones de los ángulos de inclinación normal y de holgura

En la generación de ondas (fig. 9.7) los valores de los ángulos efectivos de inclinación normal y de holgura oscilarán en la medida en que la herramienta vibre. La fig. 9.15 ilustra cómo son afectadas las fuerzas que actúan sobre la herramienta por los cambios en el ángulo de inclinación normal para un material y velocidad de corte específicos. En general puede decirse que las componentes de la fuerza resultante se reducirán en la medida en que el ángulo de inclinación normal aumente, y los cambios en las componentes de la fuerza debidos a un cambio pequeño en el ángulo de inclinación normal $\Delta\gamma_{ne}$ están dados por

$$\begin{aligned}\Delta F_t &= a_c a_w q_t \Delta\gamma_{ne} \\ \Delta F_c &= a_c a_w q_c \Delta\gamma_{ne}\end{aligned}\quad (9.34)$$

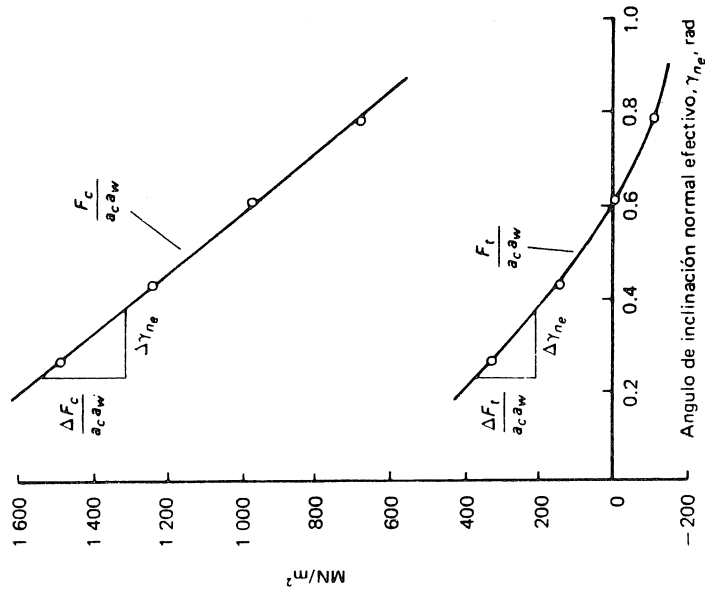


FIG. 9.15 Efecto del ángulo de inclinación normal efectivo γ_{ne} sobre las fuerzas de corte para un material de latón 85/15, una velocidad de corte de 0.2 m/s, y un espesor de la viruta no deformada de 0.5 mm, en donde F_c = fuerza de corte, F_t = fuerza de empuje, a_c = espesor de la viruta no deformada, y a_w = ancho del corte.

en donde q_t y q_c son las pendientes de las curvas de la fig. 9.15 para el valor específico de γ_{ne} . Las ecuaciones (9.34) también pueden conducir al efecto de amortiguación negativa porque cuando el espesor de la viruta no deformada está aumentando a causa de la penetración de la herramienta, el ángulo de inclinación efectivo tiende a aumentar, reduciendo de este modo la componente F_t que se opone a la penetración.

Alguna evidencia³ demuestra que los cambios en el ángulo de holgura también afectan las fuerzas que actúan sobre la herramienta mediante su influencia sobre las fuerzas que actúan sobre su filo. Sin embargo, en herramientas afiladas este efecto será pequeño y se desprecia en esta discusión. El efecto principal del ángulo de holgura es limitar la amplitud de las vibraciones una vez que éstas se han presentado. Puede apreciarse a partir de la fig. 9.7 que si la amplitud de la vibración alcanza un valor tal que la pendiente máxima de la superficie ondulada generada sobre la pieza se hace igual al ángulo de holgura, aparecería inmediatamente un efecto de amortiguación positiva muy fuerte a causa de la interferencia entre el flanco de la herramienta y la superficie generada. Luego, si la superficie ondulada puede representarse por $a_v \sin \omega_n t$ en donde a_v es la amplitud de la vibración y ω_n es la frecuencia angular, la pendiente máxima de la superficie generada δ_{cmax} será

$$\delta_{cmax} = a_v \omega_n \quad (9.35)$$

La amplitud máxima a_{vmax} cuando están presentes las vibraciones sonoras durante el corte ortogonal puede obtenerse igualando δ_{cmax} al ángulo de holgura normal α_n .

Por lo tanto

$$a_{vmax} = \frac{\alpha_n}{\omega_n} \quad (9.36)$$

9.4.3 Estabilidad de las operaciones de corte

A partir de las ecuaciones derivadas en este capítulo es posible demostrar cómo se puede obtener un criterio de estabilidad para las operaciones de corte. Para obtenerlo es necesario desarrollar una expresión para la fuerza oscilante F de la ecuación (9.12), agrupar los términos en x , e investigar si puede o no ocurrir una amortiguación neta negativa en el sistema. Debe recordarse que la fuerza F es la componente normal a la dirección media de corte de la fuerza oscilante que actúa sobre la herramienta, y se supondrá que los efectos del espesor de la viruta no deformada a_c , del cambio por unidad de tiempo del espesor de la viruta no deformada \dot{a}_c (o la pendiente de la superficie de trabajo $\dot{\delta}_c$), y del ángulo de inclinación normal efectivo pueden superponerse. La superposición de estos valores es equivalente a despreciar en el análisis los términos de segundo orden. La geometría de la situación está ilustrada en la fig. 9.16 y puede observarse que cuando δ_c es pequeño,

nes del valor del ángulo de inclinación normal. Los términos restantes se originan en los efectos combinados de la pendiente de la superficie de trabajo (cambio por unidad de tiempo de a_c) y de la componente oscilante de F_c . Las variaciones en la pendiente de la superficie de trabajo originan un efecto de amortiguación negativa tal como se explicó anteriormente y la componente oscilante de F_c origina un efecto de amortiguación positiva. De la ecuación puede apreciarse que el efecto neto de amortiguación de estas tres variables puede ser positivo o negativo, dependiendo de las condiciones de corte.

9.4.4 Vibraciones regenerativas

Anteriormente se estableció que el tipo más común de vibraciones autoinducidas lo constituyen las vibraciones sonoras regenerativas. Estas vibraciones son ocasionadas por la superposición de cortes que ocurre en la mayoría de las operaciones de mecanización, y aunque un sistema sea básicamente estable, la vibración forzada resultante del mecanizado de una superficie ondulada generada durante la carrera o revolución precedente de la pieza o de la herramienta puede amplificar la vibración previa. Luego, en la práctica, si se estudia la inestabilidad dinámica de una operación en el torno mediante el aumento gradual del encaje posterior (profundidad de corte) pueden inducirse vibraciones a causa de los efectos regenerativos antes que la verdadera inestabilidad dinámica ocurra.

Para estudiar el fenómeno de las vibraciones regenerativas es necesario combinar los efectos de la remoción y generación de ondas. Estos efectos están ilustrados en la fig. 9.17, pero está fuera del alcance propuesto para este libro el analizar esta situación.

Para lograr una mayor información acerca de éste tema se sugiere al lector referirse a los trabajos de Tobias⁵, en donde estos temas son tratados en forma extensa.

REFERENCIAS

1. Sarnicola, J. F., and G. Boothroyd: Machine Tool Chatter: Factors Which Influence Cutting Forces during Wave Removing, *Proc. 1st No. Amer. Metalworking Res. Conf.*, Hamilton, Ontario, págs. 111, 1973.

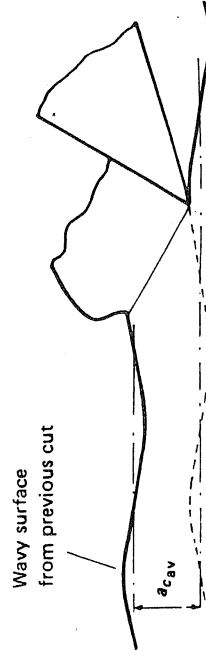


FIG. 9.17 Modelo de un proceso de corte dinámico empleado en estudios de vibraciones regenerativas, en donde $a_{c_{av}}$ = valor medio del espesor de la viruta indeformada.

2. Bailey, J. A., and G. Boothroyd: Critical Review of Some Previous Work on the Mechanics of the Metal Cutting Process, *J. Eng'g. for Ind.*, series B, vol. 90, no. 1, pág. 54, febrero, 1968.
3. Wallace, P. W., and C. Andrew: Machining Forces: Some Effects of Tool Vibration, *J. Mech. Eng'g. Sci. (GB)*, vol. 7, no. 2, pág. 152, 1965.
4. Sarnicola, J. F., and G. Boothroyd: Machine Tool Chatter: Effect of Work Surface Slope on Shear Angle during Wave Generating, *Proc. 2d No. Amer. Metalworking Res. Conf.*, Madison, Wisc., pág. 618, mayo, 1974.
5. Tobias, S. A.: "Machine-Tool Vibration," John Wiley & Sons, Inc., Nueva York, 1965.

PROBLEMAS

1. En un experimento realizado con una máquina herramienta se obtuvo la curva de respuesta para la excitación de un modo específico de vibración. La fuerza perturbadora máxima fue de 200 N, y la amplitud de la vibración en la condición de resonancia fue de 0.1414 mm. La frecuencia de resonancia fue de 50 Hz, y las frecuencias para las cuales la amplitud era 0.1 mm fueron 45 y 55 Hz. Calcule la constante de amortiguación viscosa y la constante de resorte equivalente para el sistema.
2. En un ensayo de mecanizado realizado con un material específico se encontró que el ángulo de cizalladura era 15° cuando el ángulo de inclinación normal era 15° . En estas condiciones el esfuerzo cortante promedio sobre el plano cizalladura era 200 MN/m^2 . (Suponga que la frecuencia natural del sistema es 50 Hz, que la longitud de la región de contacto adhesivo entre la viruta y la herramienta es igual al espesor de la viruta y que los datos de las figs. 9.13 y 9.15 son aplicables en este caso.) Calcule el valor mínimo de la constante de amortiguación viscosa equivalente para el sistema máquina-herramienta que garantice estabilidad del proceso de corte en las condiciones siguientes:
 - a. Una velocidad de corte de 1 m/s
 - b. Un ancho de la viruta de 10 mm
 - c. Un espesor de la viruta no deformada de 0.02 mm

El Rectificado

10.1 INTRODUCCION

Se han obtenido desarrollos significativos en el esmerilado o rectificado de metales. Aunque hace algunos años el rectificado era considerado un proceso de acabado, el desarrollo de nuevas muelas caracterizado por un gran mejoramiento en su rendimiento ha logrado que el rectificado sea empleado económicamente en muchos casos, en operaciones de desbaste de metales. Es posible afirmar que, en el futuro, aumentará la cantidad de metal removido mediante el rectificado o esmerilado. Se cree, sin embargo, que el rectificado nunca reemplazará el corte convencional de metales como método principal de mecanización de piezas¹.

10.2 LA MUELA

Una muela consiste esencialmente en un gran número de partículas abrasivas denominadas *granos*, mantenidas en posición mediante un agente apropiado denominado *liga*^{*} (fig. 10.1). La muela puede ser considerada como una herramienta de filos múltiples con una acción de corte semejante a la de una fresa con la diferencia de que sus filos tienen forma irregular y están distribuidos al azar sobre su superficie activa.

* Aglutinante

Los granos ubicados en la superficie que realiza la operación de corte son denominados *granos activos*. En el rectificado tangencial, cada grano activo remueve una viruta corta, de espesor creciente en forma semejante a la acción de un diente de una fresa tangencial (fig. 10.2). A causa de la forma irregular de los granos, existe una interferencia considerable, o penetración, entre cada grano activo y la nueva superficie de la pieza. Esta interferencia implica un desgaste progresivo, que ocasiona la formación de zonas de desgaste en los granos activos. A medida que el rectificado continúa, el número y tamaño de estas zonas desgastadas aumenta, aumentando en esta forma la interferencia o la fricción, obteniendo así un aumento en la fuerza que actúa sobre cada grano. Eventualmente esta fuerza adquiere el valor suficiente para desprender de la liga (o aglutinante) el grano desgastado y exponer un grano nuevo, o para fracturar el grano desgastado y producir así nuevos filos. Entonces, una muela posee la característica de autoafilado, y la fuerza que un grano puede soportar antes de desprenderse o de fracturarse, es un factor muy importante cuando se considera el rendimiento de una muela.

Una muela compuesta de granos relativamente tenaces y aglutinados fuertemente, exhibirá durante el rectificado apenas parcialmente la característica de autoafilado y rápidamente adquirirá una apariencia vitrificada. Esta apariencia se ocasiona por las zonas de desgaste relativamente grandes que se desarrollan en los granos activos. Estas áreas desgastadas traen como consecuencia una fricción excesiva entre la muela y la pieza y el sobrecalentamiento de esta última. El rectificado en estas condiciones es ineficiente y requiere que la muela sea "repasada o reafileada" a intervalos frecuentes con el propósito de remover de la superficie activa los granos desgastados. El *repasado* se realiza generalmente, pasando una herramienta con punta de diamante a través de la superficie de la muela mientras esta gira. Durante esta operación se remueven o fracturan los granos

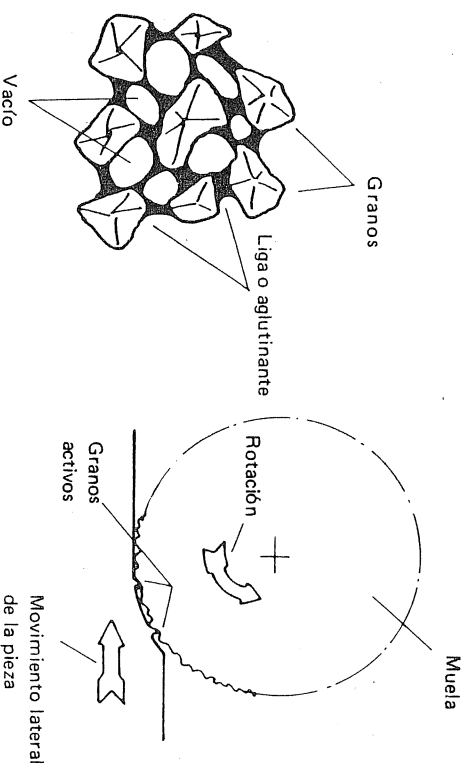


FIG. 10.1 Estructura de una muela

FIG. 10.2 Acción de una muela

desgastados en la periferia de la muela, obteniendo así una superficie de corte afilada. La necesidad de repasados frecuentes para remover los granos desgastados, caracteriza a una *muela dura*.

Propiedades de tipo opuesto, en donde los granos de la muela se desprenden de la estructura o se fragmentan muy rápidamente durante el rectificado, caracterizan una *muela blanda*. Para este tipo de muelas, el volumen de su material removido se vuelve significativo al compararlo con el volumen del metal removido durante la operación, y la muela perderá rápidamente su forma, entonces requiere un repasado. La fragmentación rápida de los granos implica que las condiciones del rectificado son ineficientes y por lo tanto el objetivo de seleccionar una muela para una operación específica, consiste en lograr un compromiso entre las dos situaciones extremas descritas para las muelas duras y blandas.

Varios factores se combinan para determinar si una muela se comportará como una blanda o una dura. Algunos de ellos se discuten a continuación.

10.2.1 Tipo del grano

El tipo de grano más duro usado en muebles es el diamante y, naturalmente, este tipo de grano es usado en el rectificado de materiales muy duros, tales como los carburos cementados. Sin embargo, los granos más comúnmente usados en la fabricación de muelas son los de óxido de aluminio y los de carburo de silicio. Los granos de carburo de silicio son más tenaces que los de óxido de aluminio y por lo tanto son más eficientes para rectificar materiales del tipo de los hierros fundidos duros. Por otra parte, los granos de carburo de silicio se desgastan más que los de óxido de aluminio en el rectificado de aceros. Como regla general puede decirse que deben seleccionarse muelas de óxido de aluminio, para rectificar superficialmente aceros de cualquier clase, incluyendo los aceros inoxidables duros, hierro maleable recocido, y bronce tenaces y deben seleccionarse muelas de carburo de silicio para rectificar superficialmente hierro gris, hierro acerado, latón, bronce blando, aluminio, aleaciones duras para revestimientos y carburos cementados.

10.2.2 Tamaño del grano

El tamaño del grano se determina principalmente en base al acabado superficial deseado: mientras más pequeño sea el grano, más suave es la superficie que puede obtenerse. El tamaño de grano también puede afectar la dureza relativa de la muela. El tamaño del grano se designa de acuerdo a la malla a través de la cual pasa libremente. Así, un grano de tamaño 20 pasa a través de una malla de 20 aperturas por pulgada. Los granos se clasifican en diferentes tamaños mediante una tamizadora vibratoria.

10.2.3 Liga o aglutinante

En la fabricación de muelas se usan principalmente 6 tipos de ligas: vitrificada, silicato, goma laca, resinoide, caucho y metálica.

Una *liga vitrificada* se obtiene mediante la fusión de materiales cerámicos principalmente arcillas y feldespato. Es fuerte y rígida y es la liga más comúnmente usada en las muelas. Un *aglutinante de silicato* es esencialmente silicato de soda, endurecido mediante horneado. Mantiene los granos no tan rígidamente como la liga vitrificada y por lo tanto la muela se comporta en forma más blanda. Una *liga resinoide* es un compuesto plástico. Es fuerte pero flexible y se usa para la fabricación de muelas de gran tamaño. La *liga de caucho* consiste en caucho vulcanizado duro; puede usarse en la manufactura de muelas delgadas y flexibles. El *aglutinante de goma laca* se usa en muelas empleadas en la producción de acabados lisos sobre superficies duras. La *liga metálica* se usa en muelas con granos de diamante y no pueden ser repasadas en la forma usual.

10.2.4 La estructura

La estructura de una muela se determina por la proporción y arreglo de los granos abrasivos y el aglutinante. Algunas muelas tienen una *estructura abierta* (porosa) mientras otras poseen una mayor compactación entre los granos, y los espacios entre éstos, están llenos con el material de la liga; esta estructura es conocida como *cerrada*. Una muela con estructura abierta facilita la remoción de la viruta pero tiende a comportarse como blanda; por otra parte una muela con estructura cerrada tiende a rellenarse con la viruta y se comporta como dura.

10.2.5 Designación de las muelas

La tabla 10.1 consigna el sistema ISO normalizado para la identificación de las muelas. Puede apreciarse que el código para las muelas consiste en 7 símbolos alfanuméricos que se refieren al tipo de abrasivo, la naturaleza del abrasivo, el tamaño de grano, el grado de la muela (relativo a su dureza), la estructura, la naturaleza de la liga, y finalmente un registro para el productor. En general pueden usarse los lineamientos siguientes como guías para la selección de una muela:

1. Seleccione óxido de aluminio para aceros, y carburo de silicio para carburos y metales no ferrosos.
2. Seleccione una muela dura para materiales blandos y una blanda para materiales duros.
3. Seleccione un grano grande para materiales blandos y dúctiles y uno pequeño para materiales duros y frágiles.
4. Seleccione un grano pequeño para un buen acabado y uno grande para una remoción máxima de metal por unidad de tiempo.
5. Seleccione un aglutinante resinoide, de caucho, o de goma laca para un buen acabado superficial y una liga vitrificada para una remoción máxima de metal por unidad de tiempo.

* La designación de la muera del ejemplo es 51A36L5V23.

FIG. 10.3 Geometría de la remoción de la viruta en el rectificado de penetración, en donde d_t = diámetro de la muela, f = avance de penetración, v_r = velocidad tangencial de la muela, v_w = velocidad de la superficie de la pieza, δc_{max} = espesor máximo de la viruta no deformada, y δw_{max} = ancho máximo de la viruta.

$$\sin^2 \theta = 1 - \cos^2 \theta = \frac{4f}{d_t} - \frac{4f^2}{d_t^2} \quad (10.3)$$

Mediante la substitución de la ecuación (10.3) en la ecuación (10.1) y despreciando el término de segundo orden $4f^2/d_t^2$, se obtiene,

$$l_c = \sqrt{f d_t} \quad (10.4)$$

La remoción de metal por unidad de tiempo Z_w en el rectificado está dada por

$$Z_w = f_a p v_w \quad (10.5)$$

en donde a_p es el encaje posterior (ancho instantáneo de la zona que se está rectificando), y v_w es la velocidad de la superficie de la pieza.

Si se supone que las virutas poseen la sección transversal triangular mostrada en la fig. 10.3, el volumen promedio V_o está dado por

$$V_o = \frac{1}{6} a_{w \max} a_{c \max} l_c \quad (10.6)$$

en donde $a_{c \max}$ es el espesor máximo de la viruta no deformada, y $a_{w \max}$ es el ancho máximo de la viruta y puede expresarse como

$$a_{w \max} = r_g a_{c \max} \quad (10.7)$$

en donde r_g es la razón del aspecto del grano.

El número de virutas producidas por unidad de tiempo N_c está dado por

$$N_c = v_t a_p C_g \quad (10.8)$$

en donde v_t es la velocidad periférica de la muela, y C_g es el número de granos activos por unidad de área sobre la superficie de la muela.

Finalmente, como $V_o N_c$ es igual a Z_w , de las ecuaciones (10.4) a (10.7) se obtiene

$$a_{c \max}^2 = \frac{K v_w}{v_t} \sqrt{f} \quad (10.9)$$

en donde K está dado por $6/C_g r_g \sqrt{d_t}$ y es una constante para cada muela específica.

Como un aumento en $a_{c \max}$ implica un aumento en la fuerza máxima que actúa sobre cada grano activo durante el rectificado, se concluye que cualquier cambio en las condiciones del rectificado que tienda a aumentar $a_{c \max}$ aumenta el proceso de autoafilado, y la muela tiende a comportarse como blanda. Por lo

tanto a partir de la ecuación (10.9) puede esperarse que los cambios siguientes en las condiciones del rectificado harán que la muela se comporte como blanda²

1. Un aumento en la velocidad de la superficie de la pieza v_w
2. Un aumento en el avance de profundidad f
3. Una disminución en la velocidad tangencial de la muela v_t

10.4 DETERMINACION DE LA DENSIDAD DE GRANOS ACTIVOS

Si, para propósitos de investigación, se desea evaluar la constante K de la ecuación (10.9), es necesario medir el número de granos activos sobre la superficie de la muela C_g . En un método utilizado por Backer, Marshall y Shaw³ la muela fue rodada sobre una placa de vidrio recubierta con una capa fina de negro de humo. La configuración resultante sobre la placa de vidrio fue fotografiada y ampliada y C_g fue determinado mediante el conteo del número de marcas por unidad de área.

Un dispositivo⁴ que puede utilizarse para determinar el número de granos activos que pasan por un punto de la superficie de la pieza durante una revolución de la muela, utiliza un termopar localizado en la superficie de la pieza. El alambre del termopar está aislado y pasa a través de la pieza. Cuando cada grano activo pasa, se forma el termopar entre la pieza y el alambre, y se obtiene un pulso a causa de la temperatura elevada que se desarrolla. Los pulsos se muestran y se cuentan en la pantalla de un osciloscopio.

Finalmente, Grisbrook⁵ utilizó un método más directo, en el cual la superficie de la muela fue vista por medio de un microscopio de proyección y el número de puntos cortantes que pasaban por una línea identificada en la pantalla de proyección fue contado a medida que la muela giraba una cantidad determinada. Se encontró que el número de granos activos determinado en esta forma correspondía al número de virutas producidas durante una revolución de la muela en el rectificado.

10.5 ENSAYO DE LAS MUELAS

Un factor importante en la determinación de las características de una muela es la fuerza requerida para fracturar el aglutinante entre los granos. Se ha realizado un gran esfuerzo para tratar de obtener un método que permita una determinación de las fuerzas de aglutinamiento tal, que sea posible predecir el comportamiento de una muela en operación. Un método típico⁶ consiste en pasar un cincel o formón de carburo metálico sinterizado o de diamante sobre la superficie de la muela en tal forma que desprenda del aglutinante una capa de granos. Las fuerzas requeridas para desprender dicha capa son consideradas como una medida de la resistencia de la liga y proporcionan una guía para predecir el comportamiento de la muela en servicio.

10.6 ANALISIS DEL PROCESO DE RECTIFICADO

En la discusión previa se demostró que el desgaste de la muela es un fenómeno esencial en el rectificado y proporciona la característica necesaria de auto afilado. Esta variación en la superficie de la muela implica que los encajes entre la pieza y ella (ancho instantáneo de la zona que se está rectificando y avance) cambian a medida que el corte progresa. Además, como los encajes son muy pequeños comparados con las dimensiones de la máquina, las deflexiones estructurales resultantes de las fuerzas de corte pueden afectar en forma significativa el valor de dichos encajes. En otras palabras, las condiciones del mecanizado son afectadas por el proceso de mecanización, fenómeno que no puede describirse en el rectificado.

La fig. 10.4 ilustra un modelo idealizado del proceso de rectificado cilíndrico de penetración.

La rigidez del sistema de soporte de la muela en la dirección del avance de penetración está representado por la constante de resorte S_r , la rigidez del sistema de soporte de la pieza por la constante de resorte S_w , y finalmente las rigideces de la muela y de la pieza son designadas por S_t . El soporte de la muela se aproxima a la pieza con la velocidad de avance de penetración v_i , el radio de la muela se reduce en la razón $d_t/2$, y el radio de la pieza se reduce en la razón $d_w/2$ o v_r . En condiciones estables (estado estacionario) las fuerzas generadas en la zona de contacto entre la pieza y la muela son la fuerza de corte F_c y la fuerza de empuje F_t .

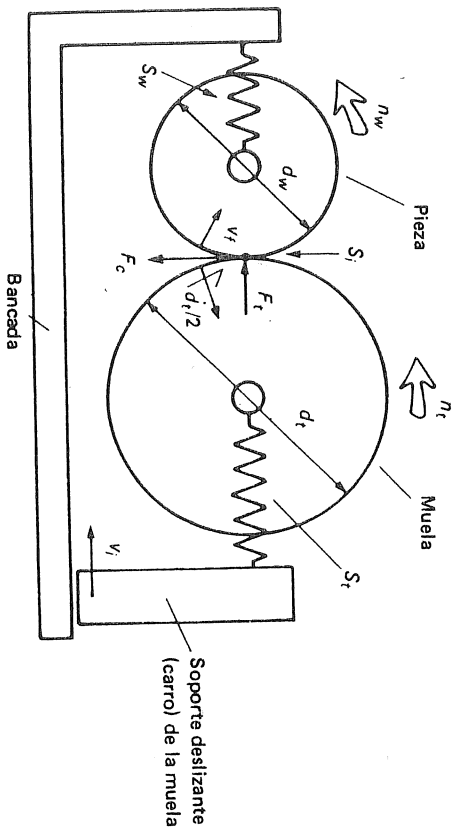


FIG. 10.4 Modelo idealizado del rectificado cilíndrico de penetración, en donde S_w = rigidez del soporte de la pieza, S_t = rigidez del soporte de la muela, S_t = rigidez combinada de la muela y la pieza, n_w = frecuencia de rotación de la pieza, n_t = frecuencia de rotación de la muela, d_w = diámetro de la pieza, d_t = diámetro de la muela, v_i = velocidad de avance de penetración de la máquina, v_r = velocidad de avance, F_c = fuerza de corte, y F_t = fuerza de empuje.

A partir de la figura puede apreciarse que en condiciones estables, la velocidad de avance v_r resultante de la velocidad de avance de penetración v_i dada por la máquina, dependerá de la rigidez de la máquina, la pieza y la muela y de la razón $d_t/2$ a la cual la muela se desgasta. Entonces,

$$v_r = v_i - \frac{d_t}{2} \quad (10.10)$$

Para obtener relaciones cuantitativas para las fuerzas generadas es necesario conocer el efecto de las condiciones del rectificado sobre las fuerzas de corte. La fig. 10.5 presenta una relación entre la fuerza de empuje por unidad de ancho y el avance. (Debe enfatizarse que el avance f es el avance de la superficie de la muela por revolución de la pieza). En ella puede apreciarse que existen tres zonas distintas⁶:

1. Cuando la fuerza de empuje por unidad de encaje posterior (ancho del corte) es muy baja, solamente existe *frotamiento*, en el cual los granos frotan la superficie de la pieza sin que exista una remoción efectiva de material.
2. Para valores pequeños de la fuerza, existe la *penetración*; la acción de los granos se limita a arar un surco en la pieza, dejando el material extruido a lo largo de los lados de la ranura, se obtiene así una remoción de metal por unidad de tiempo baja. Este fenómeno también se conoce como rayado.
3. Para valores grandes de la fuerza, existe el *corte*; en este caso los granos activos producen virutas (en la forma descrita en la sección 10.3 de este capítulo) y se obtiene así una remoción de metal por unidad de tiempo elevada.

Es entonces deseable operar en las condiciones para las cuales tiene lugar el corte.

Una forma más útil de presentar los resultados de experimentos en el rectificado se ilustra en la fig. 10.6, en donde la remoción de metal por unidad de tiempo Z_w y la remoción de material de la muela por unidad de tiempo Z_t están graficadas contra la fuerza de empuje F_t . Puede apreciarse que en la zona de corte las relaciones para Z_w y Z_t son lineales. Si el valor mínimo de la fuerza de empuje al comienzo de la zona de corte se designa por F_{t_0} , las expresiones siguientes pueden escribirse para Z_w y Z_t , respectivamente:

$$Z_w = \Delta_w (F_t - F_{t_0}) \quad (10.11)$$

$$Z_t = \Delta_t (F_t - F_{t_0}) \quad (10.12)$$

en donde Δ_w y Δ_t son los parámetros de remoción de la pieza y de la muela, respectivamente, y pueden interpretarse como el volumen removido de la pieza o de la muela por unidad de tiempo y por una fuerza de empuje unitaria, respectivamente.

La remoción de metal por unidad de tiempo también puede expresarse como

$$Z_w = \pi d_w a_p v_f \quad (10.13)$$

en donde d_w es el diámetro de la pieza, a_p es el encaje posterior (ancho del corte), y v_f es la velocidad de avance. También Z_t puede expresarse como

$$Z_t = \frac{\pi d_t a_p d_t}{2} \quad (10.14)$$

por lo tanto si se combinan las ecuaciones (10.11) a (10.14) y se substituyen en la ecuación (10.10) se obtiene

$$v_f = \frac{v_i}{1 + (\Lambda_t d_w / \Lambda_w d_t)} \quad (10.15)$$

Para un material fácil de rectificar la razón Λ_w / Λ_t , conocida como la razón de rectificado, debe ser del orden de 50; por consiguiente en condiciones estables la velocidad de avance v_f debe aproximarse a la velocidad de avance de penetra-

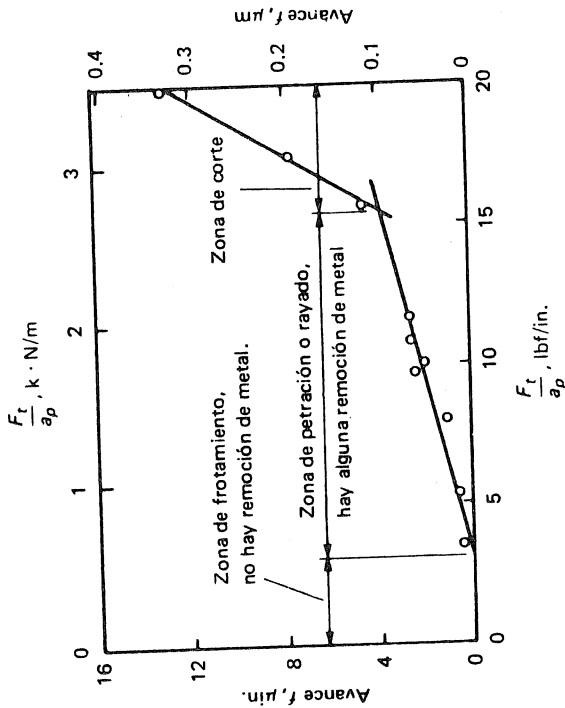


FIG. 10.5 Efecto de la fuerza de empuje por unidad de penetración (con igual sentido de avance durante el rectificado interno de penetración (con igual sentido de rotación para la muela y la pieza) de un acero AISI 4150 con una dureza Rockwell C 53-55 con una muela A801L8V y de un diámetro equivalente de 2.09 pulg. (53 mm), en donde la velocidad periférica de la muela era 7 700 pies/min (39 m/s) y la velocidad de la superficie de la pieza era 540 pies/min (2.74 m/s) y F_t = fuerza de empuje, a_p = encaje posterior (ancho del corte), y f = avance. (Según Hahn y Lindsay⁷).

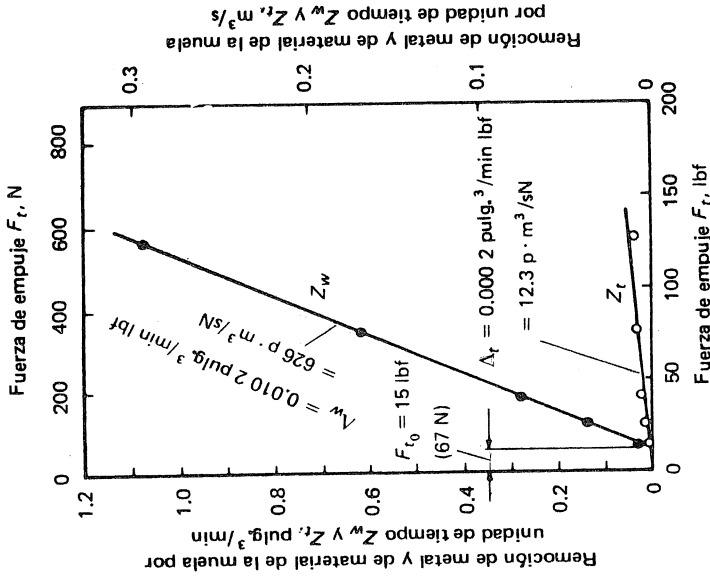


FIG. 10.6 Efecto de la fuerza de empuje F_t sobre la remoción de metal y de material de la muela Z_w y Z_t , respectivamente, en el rectificado cilíndrico de penetración (con igual sentido de rotación para la muela y la pieza) de un material fácil de rectificar, AISI52100 con dureza Rockwell C 60-62, con una muela A70K8V de diámetro equivalente de 29 pulg. (737 mm), velocidad tangencial de la muela de 12 000 pies/min (61 m/s), velocidad de la superficie de la pieza de 250 pies/min (1.27 m/s), F_t = valor mínimo de la fuerza de empuje para el rectificado por corte, Λ_w = parámetro de remoción de metal, y Λ_t = parámetro de remoción de la muela. (Según Hahn y Lindsay⁷).

ción v_f de la máquina. Sin embargo, para un material difícil de rectificar la razón de rectificado puede ser del orden de 3.0, y debe utilizarse la ecuación (10.15) para calcular la velocidad real de avance.

10.6.1 Cálculo de la duración de la fase secundaria del rectificado o de extinción del chisporroteo.

Podría suponerse que en una operación de rectificado de penetración, la remoción deseada del material de la pieza puede lograrse, si el desgaste de la muela

fuese despreciable y el sistema rígido, haciendo avanzar la muela con una velocidad v_f hasta una posición apropiada. Sin embargo, en la situación real la reducción del radio de la pieza cuando se suspende el avance de penetración es menor que la requerida a causa de las deflexiones de la estructura y el desgaste de la muela. La continuación del rectificado sin avance adicional eliminará el material que no se removió por causa de las deflexiones estructurales; esta operación es conocida como *fase secundaria del rectificado* o *extinción del chisporroteo*.

En condiciones estables la deflexión total δ_t de la pieza, la muela y de sus soportes está dada por

$$\delta_t = \frac{F_t}{S_w + S_f + S_r} \quad (10.16)$$

y de las ecuaciones (10.11) y (10.13) se tiene

$$F_t = \frac{\pi d_w a_p v_f}{\Lambda_w} + F_{t_0} \quad (10.17)$$

en donde F_{t_0} es la fuerza de empuje mínima para obtener rectificado por corte. Substituyendo la ecuación (10.17) en la ecuación (10.16) se obtiene

$$\delta_t = \frac{(\pi d_w a_p v_f / \Lambda_w) + F_{t_0}}{S_e} \quad (10.18)$$

en donde S_e es la rigidez efectiva del sistema de la máquina rectificadora y está dada por $(S_w + S_f + S_r)$, y se supone que v_f es igual a v_r , la velocidad de avance de penetración de la máquina, para un material fácil de rectificar. La ecuación (10.18) representa la cantidad de material por remover durante la fase secundaria.

Para calcular el tiempo necesario para la fase secundaria se supondrá que el avance f permanece constante durante cada revolución de la pieza pero se reduce al final de cada una a causa de la disminución en la fuerza de empuje. Durante una revolución cualquiera, después de que el avance de penetración ha sido detenido, el avance está dado por

$$f = \frac{v_f}{n_w} = \frac{\Lambda_w (F_t - F_{t_0})}{\pi d_w n_w a_p} \quad (10.19)$$

en donde n_w es la frecuencia de rotación de la pieza.

Ahora, la fuerza de empuje F_t está dada por

$$F_t = S_e \delta_w \quad (10.20)$$

en donde δ_w es la cantidad de material que aún debe ser removido de la pieza.

Para la primera revolución de la pieza después de suspender el avance de penetración de la máquina δ_w es igual a δ_t , la cantidad total de material por remover.

Combinando las ecuaciones (10.19) y (10.20) se obtiene

$$f = \frac{\Lambda_w (S_e \delta_w - F_{t_0})}{\pi d_w n_w a_p} \quad (10.21)$$

Ahora, durante la misma revolución la cantidad de material permanece sobre la pieza δ_{wm} es

$$\delta_{wm} = \delta_t - (f_1 + f_2 + \dots + f_{m-1})$$

y a partir de la ecuación (10.21) se puede obtener el avance durante la enésima revolución

$$f_m = X \left(\delta_{wm} - \frac{F_{t_0}}{S_e} \right)$$

en donde X está dado por $\Lambda_w S_e / \pi d_w n_w a_p$, en forma semejante

$$f_{m-1} = X \left(\delta_{wm} + f_{m-1} - \frac{F_{t_0}}{S_e} \right)$$

combinando las ecuaciones para f_m y f_{m-1} se obtiene

$$f_m = (1 - X) f_{m-1}$$

Luego, por inducción

$$f_m = (1 - X)^{m-1} f$$

$$= X (1 - X)^{m-1} \left(\delta_t - \frac{F_{t_0}}{S_e} \right) \quad (10.22)$$

Debe recordarse que cuando la fuerza de empuje F_t se reduce al valor mínimo para tener rectificado por corte F_{t_0} , no se remueve más material. Luego, la reducción total en el radio de la pieza es $\delta_t - (F_{t_0}/S_e)$. Para estimar el número de revoluciones m requeridas para reducir el radio de la pieza en el 90 por ciento de esta cantidad puede establecerse que

$$\sum_{i=1}^m f_m = 0.9 \left(\delta_t - \frac{F_{t_0}}{S_e} \right) \quad (10.23)$$

Substituyendo la ecuación (10.22) en la ecuación (10.23) y reagrupando términos se obtiene

$$(1 - X)^m = 0.1 \quad (10.24)$$

en donde X es menor que 1.

Finalmente, substituyendo X se obtiene

$$\left(1 - \frac{\Lambda_w S_e}{\pi d_w n_w a_p}\right)^m = 0.1 \quad (10.25)$$

0

$$\left(1 - \frac{\Lambda_w S_e}{v_w a_p}\right)^m = 0.1 \quad (10.26)$$

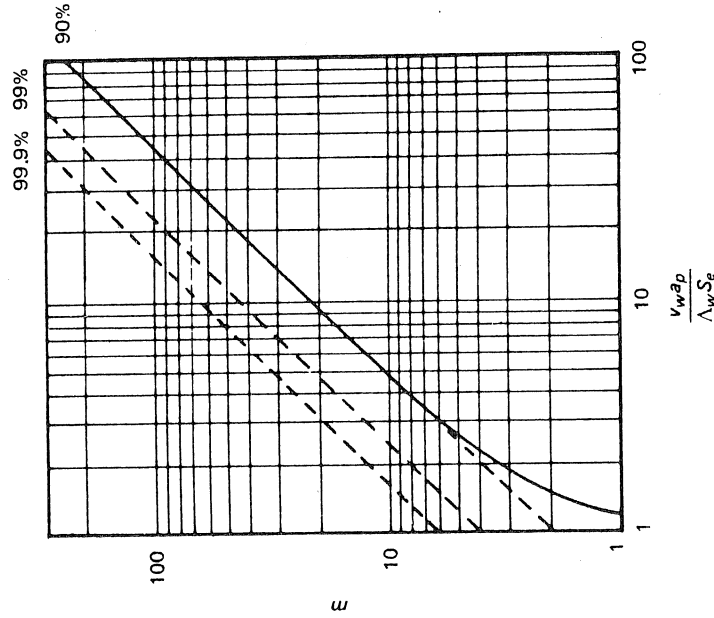


FIG. 10.7 Efecto de las condiciones del rectificado sobre el número de revoluciones de la pieza, o de carreras, requerido por la fase secundaria del rectificado o extinción del chisporroteo y para varios porcentajes del material por remover. m = número de revoluciones o carreras de la pieza, v_w = velocidad de la superficie de la pieza, a_p = encaje posterior (ancho del corte), Λ_w = parámetro de remoción de material de la pieza, y S_e = rigidez del sistema.

en donde v_w es la velocidad de la superficie de la pieza.

La ecuación (10.26) está graficada en la fig. 10.7 e ilustra cómo las condiciones del rectificado afectan el número de revoluciones de la pieza requerido para remover el 90 por ciento del material que permanece en ella después de la suspensión del avance de penetración.

Es claro que el método usado para obtener la ecuación (10.26) es impreciso cuando el número de revoluciones m es pequeño. Esta imprecisión para un número pequeño de revoluciones es la causa de la zona curvada en la gráfica de la fig. 10.7. La parte lineal de esta relación puede expresarse como

$$m = \frac{2v_w a_p}{\Lambda_w S_e}$$

y el tiempo necesario para fase secundaria o extinción del chisporroteo t_s está dado por

$$t_s = \frac{m}{n_w} = \frac{2\pi a_p d_w}{\Lambda_w S_e} \quad (10.27)$$

El valor de la constante en la ecuación (10.27) depende del valor supuesto en el análisis para el porcentaje de reducción del diámetro de la pieza (90 por ciento en el presente caso) y es igual a la ordenada de la fig. 10.7. Las otras líneas punteadas mostradas en la figura corresponden al 99 y 99.9 por ciento de remoción del material que aún permanece en la pieza después de suspender el avance de penetración.

Es interesante observar que el tiempo de extinción del chisporroteo dado por la ecuación (10.27) es independiente tanto de la magnitud del avance de penetración empleado como de la velocidad de la pieza. A partir de esta ecuación es posible afirmar que una disminución en el encaje posterior (ancho del corte) a_p disminuye el valor de t_s , y que aumentos en la rigidez del sistema máquina-pieza-herramienta S_e , o en el parámetro de remoción de metal Λ_w (material fácil de mecanizar), también disminuyen el tiempo requerido por la fase secundaria del rectificado.

Debe observarse que en este análisis no se consideró la influencia del desgaste de la muela. Para materiales difíciles de mecanizar en donde el desgaste de la muela es significativo al compararlo con la remoción de material de la pieza, el tiempo requerido para la extinción del chisporroteo se reduce y se obtiene una pieza sobredimensionada.

10.6.2 Diámetros equivalentes de las muelas

Antes de considerar los parámetros de remoción de material de la pieza y de la muela, es necesario explicar el efecto de la conformación o contacto de la muela y la pieza⁸. La fig. 10.8 ilustra dos situaciones: el rectificado interno y el

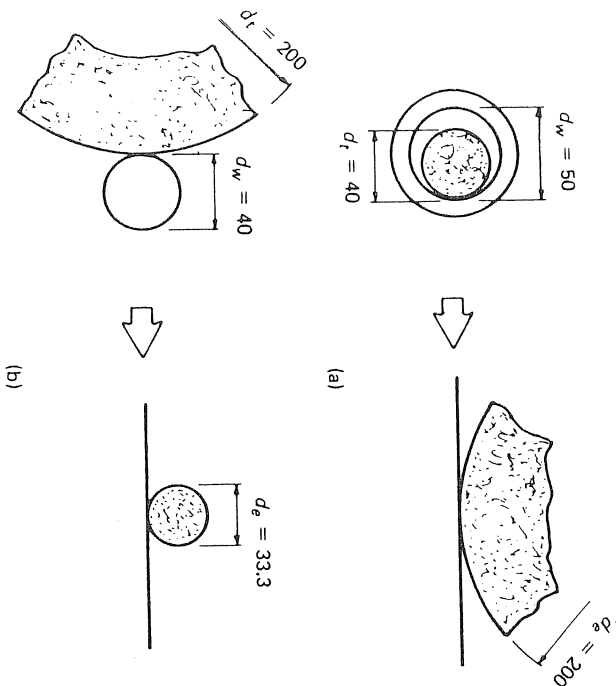


FIG. 10.8 Diámetro equivalente de la muela, d_e = diámetro equivalente de la muela, d_i = diámetro de la muela, y d_w = diámetro de la pieza. (a) Rectificado interno; (b) rectificado cilíndrico externo.

rectificado cilíndrico externo. Puede apreciarse que el área de contacto entre la muela y la pieza es significativamente mayor durante la operación de rectificado interno. La cantidad de contacto afectará el proceso de rectificado y su efecto debe ser considerado mediante un estimativo del diámetro equivalente de la muela d_e .

El diámetro equivalente de la muela se define como el diámetro de la muela que tendría que usarse en el rectificado de penetración de una superficie para obtener una longitud de contacto entre la muela y la pieza igual a la de la operación original para el mismo avance. Anteriormente se demostró que la longitud de contacto entre la muela y la pieza en el rectificado superficial está dada por $\sqrt{fd_t}$. La fig. 10.9 muestra la geometría del rectificado cilíndrico externo. En ella puede apreciarse que

$$f = x_1 + x_2 \quad (10.28)$$

y la longitud de contacto ab entre la pieza y la muela está dada por $\sqrt{x_1 d_w}$ o $\sqrt{x_2 d_t}$ en donde d_w y d_t son los diámetros de la pieza y de la muela respectivamente. Por lo tanto,

$$\sqrt{fd_e} = \sqrt{x_1 d_w} = \sqrt{x_2 d_t} \quad (10.29)$$

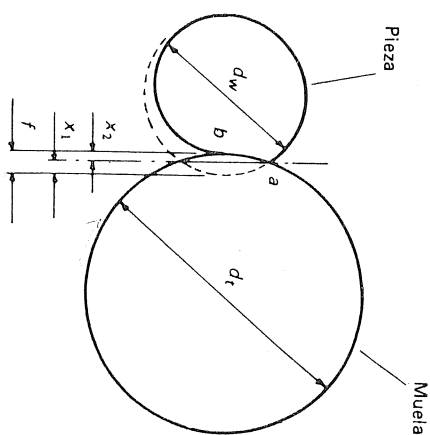


FIG. 10.9 Geometría del rectificado cilíndrico externo d_w = diámetro de la pieza, d_t = diámetro de la muela, y f = avance.

Combinando las ecuaciones (10.28) y (10.29) y reagrupando términos de obtenemos

$$d_e = \frac{d_t}{1 + (d_t/d_w)} \quad (10.30)$$

En forma semejante, puede demostrarse que el diámetro equivalente de la muela para el rectificado interno está dado por

$$d_e = \frac{d_t}{1 - (d_t/d_w)} \quad (10.31)$$

Los diámetros equivalentes para las operaciones de rectificado cilíndrico externo e interno presentados en la fig. 10.8 fueron calculados a partir de las ecuaciones (10.30) y (10.31). El uso del concepto del diámetro equivalente de las muelas permite relacionar una gran variedad de operaciones de rectificado y la predicción de las condiciones de una operación en base a las condiciones determinadas y verificadas para otra.

10.6.3 Parámetro de remoción de metal para materiales fáciles de rectificar

En el trabajo empírico previo⁷ se ha demostrado que el parámetro de remoción de metal Δ_w para materiales fáciles de rectificar depende de tres factores principales: la velocidad de la muela, la dureza de la pieza, y las condiciones del repaso de la muela.

Los estudios previos⁷ han demostrado que velocidades elevadas de la muela tienden a aumentar la magnitud del parámetro de remoción de metal y que durezas elevadas de la pieza tienden a disminuirla. También, se ha encontrado¹⁰ que las condiciones del repaso de la muela pueden influenciar el valor de Δ_w . La

fig. 10.10 ilustra la geometría durante el repaso de la muela. Se encontró que el parámetro importante era la razón entre la profundidad del repaso a_d y el avance f_d correspondiente. Además, se comprobó⁷ que un aumento en el valor de a_d/f_d aumenta la magnitud de Λ_w como se ilustra en la fig. 10.10

Lindsay¹¹ en un análisis semiempírico obtuvo la expresión siguiente para el parámetro de remoción de metal para materiales fáciles de rectificar:

$$\Lambda_w = \frac{7.93 \times 10^5 \times (v_w/v_t)^{0.158} [1 + (4a_d/3f_d)] f_d^{0.58} v_t}{d_e^{0.14} V_b^{0.47} d_g^{0.13} R_{kc}^{1.42}} p \cdot \text{m}^3/\text{sN} \quad (10.32)$$

- en donde v_w = velocidad de la superficie de la pieza, m/s
 v_t = velocidad tangencial de la muela, m/s
 a_d = profundidad del repaso, m
 f_d = avance durante el repaso, m
 d_e = diámetro equivalente de la pieza (escala C)
 R_{kc} = dureza Rockwell del material de la pieza

También, d_g es el diámetro del grano abrasivo y está dado aproximadamente por

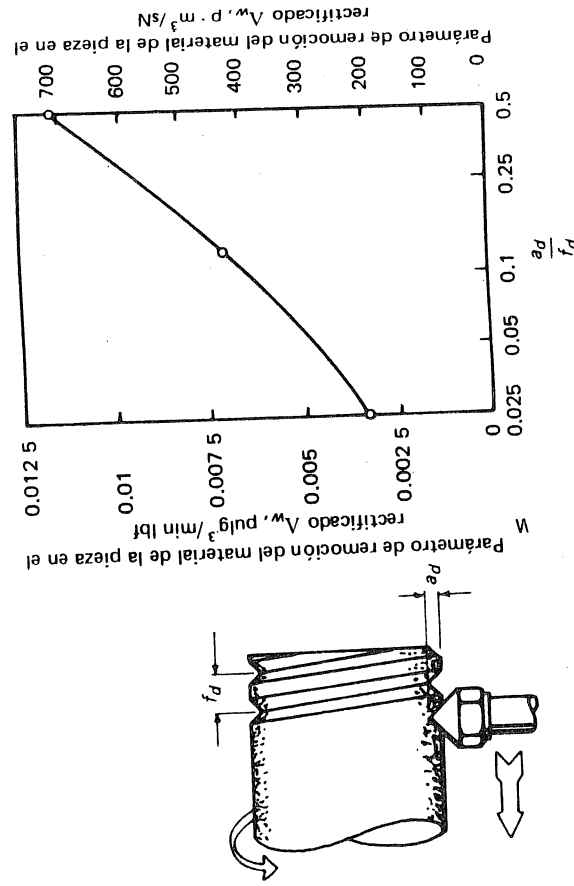


FIG. 10.10 Geometría del repaso de la muela y su influencia sobre el parámetro de remoción de metal para acero AISI 4260 con dureza Rockwell C 60-62, en donde la velocidad tangencial de la muela era 12 000 pies/min (61 m/s), la velocidad de la superficie de la pieza era 800 pies/min (4.1 m/s) y el avance durante el repaso fue 0.004 pulg. (0.1 mm) y a_d = profundidad del repaso, f_d = avance durante el repaso, y Λ_w = parámetro de remoción de metal. (Según Hahn y Lindsay⁷.)

$$d_g = \frac{0.0254}{\text{tamaño del grano}} \text{ m} \quad (10.33)$$

y V_b es el porcentaje en volumen del material de la liga en la muela y está dado por

$$V_b = 1.33H_n + 2.2S_n - 8 \quad (10.34)$$

en donde S_n es el número de la estructura de la muela, y H_n , es el número de dureza de la muela, y se obtiene de la escala siguiente:

Grado de la Muela	H	I	J	K	L	M	...
Número de dureza de la muela H_n	0	1	2	3	4	5	...

Se ha encontrado que la ecuación (10.32) da estimativos del parámetro de remoción de metal con una aproximación de ± 20 por ciento⁷.

10.6.4 Ejemplo

Se requiere estimar el parámetro de remoción de metal Λ_w para el rectificado interno de un anillo de acero 52 100 con 60 Rkc y un diámetro interior de 95.25 mm con una muela de 82.55 mm de diámetro. Las velocidades tangenciales de la muela y de la pieza se estiman en 63.5 m/s y 4 m/s respectivamente. La designación de la muela es A80M4V repasa con un avance de 0.1 mm y una profundidad de 0.0125 mm.

El número de la estructura de la muela S_n es 4 y su dureza es 5. Por lo tanto, reemplazando en la ecuación (10.34) se obtiene

$$V_b = (1.33 \times 5) + (2.2 \times 4) - 8 = 7.45$$

El tamaño de grano es 80, y de la ecuación (10.33) se obtiene

$$d_g = \frac{0.0254}{80} = 0.0003175 \text{ m}$$

El diámetro equivalente de la muela para el rectificado interno está dado por la ecuación (10.31). Luego,

$$d_e = \frac{82.55}{1 - (82.55/95.25)} = 619 \text{ mm}$$

Substituyendo estos valores y los parámetros restantes en la ecuación (10.32) se obtiene



$$\begin{aligned}
 \Lambda_w &= \frac{7.93 \times 10^5 \times (4/63.5)^{0.138}}{0.619^{0.14} \times 7.45^{0.47}} \\
 &\times \frac{[1 + (4 \times 0.0125)/(3 \times 0.1)] \times 0.0001^{0.58} \times 63.5}{0.0003175^{0.13} \times 60^{1.42}} \\
 &= \frac{7.93 \times 10^5 \times 0.646 \times 1.167 \times 0.00479 \times 63.5}{0.935 \times 2.57 \times 0.35 \times 335} \\
 &= 645 \text{ p} \cdot \text{m}^3/\text{sN} \text{ (0.0105 pulg.}^3/\text{min lbf)}
 \end{aligned}$$

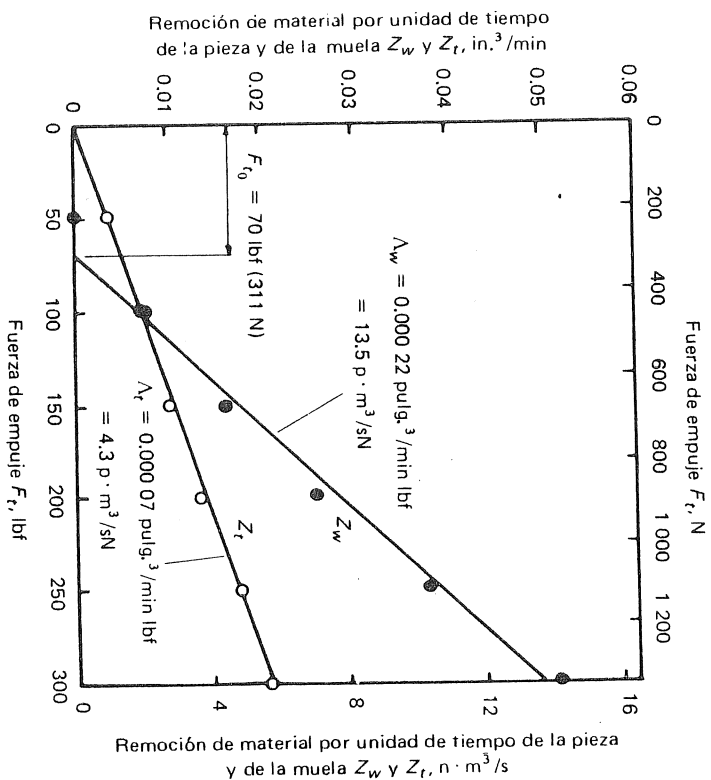


FIG. 10.11 Efecto de la fuerza de empuje F_t sobre la remoción de material por unidad de tiempo de la pieza y de la muela Z_w y Z_t respectivamente, durante el rectificado interno de penetración (con igual sentido de rotación para la muela y la pieza) de un material difícil de rectificar M-4 con dureza 65 Rockwell C, con una muela A80K4V, con un diámetro equivalente para la muela y de la pieza (701 mm), y con las siguientes velocidades tangenciales para la muela y de la pieza 12 000 pies/min (61 m/s) y 250 pies/min (1.27 m/s) respectivamente F_{t0} = fuerza de empuje mínima para tener rectificado por corte, Λ_w = parámetro de remoción de metal, y Λ_t = parámetro de remoción de material de la muela. (Según Hahn y Lindsay⁷).

10.6.5 Parámetro de remoción de metal para materiales difíciles de rectificar

Los aceros para herramientas, las aleaciones de alta resistencia, los carburos, etc., son clasificados como materiales difíciles de rectificar. La fig. 10.11 ilustra cómo la fuerza de empuje afecta la remoción de material tanto de la pieza como de la muela para un material difícil de rectificar. De la comparación de estos datos con los presentados en la fig. 10.6 para un material fácil de rectificar se obtiene que para un material difícil de rectificar la fuerza de empuje F_{t0} es mayor (311 N vs. 67), el parámetro de remoción de metal es menor (13.5 p.m³/sN vs. 626 p.m³/sN), y la razón de rectificado Λ_w/Λ_t es menor (3.1 vs. 5.1). Esto quiere decir que para los materiales difíciles de rectificar se requiere un mayor consumo de potencia porque las fuerzas son elevadas, y también aumenta el desgaste de la muela.

Aún no se ha encontrado una relación empírica para el parámetro de remoción de metal para materiales difíciles de rectificar, pero en la tabla 10.2 se presentan algunos valores de Λ_w que pueden usarse como guía en el rectificado de desgaste de algunos materiales. Las cifras menores corresponden a valores pequeños de la fuerza de empuje por encaje posterior (ancho del corte) unitario F_t/δ_p , y las cifras mayores corresponden a valores elevados de F_t/δ_p .

10.7 DESGASTE DE LA MUELA

La razón de rectificado G_r es un factor importante cuando se considera el rendimiento de las muelas; dicha razón está dada por

TABLA 10.2 Valores aproximados del parámetro de remoción de metal Λ_w para algunos materiales difíciles de rectificar *

Material	Descripción	Parámetro de remoción de metal Λ_w	
		pulg. ³ /min lbf	p.m ³ /sN
T-15	Acero rápido, tipo tungsteno	0.00015-0.0015	9-90
M-2	Acero rápido, tipo molibdeno	0.0004-0.0011	25-70
Inconel X	Aleación de níquel	0.0006-0.0025	37-150
M4	Acero rápido, tipo molibdeno	0.0002-0.002	12-120
M-50	Acero rápido, tipo molibdeno	0.0019-0.0045	120-280

* Según Hahn y Lindsay.⁷

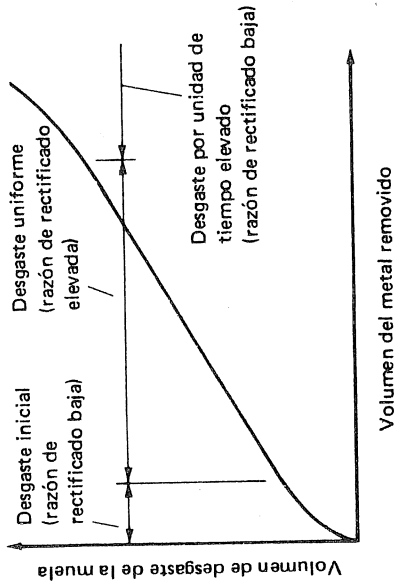


FIG. 10.12 Desgaste de las muelas.

$$G_r = \frac{\Lambda_w}{\Lambda_t} \quad (10.35)$$

en otras palabras, es la razón del volumen del metal removido al volumen del material desprendido de la muela. Las curvas que relacionan el volumen del material desprendido de la muela con el volumen del metal removido (fig. 10.12) son semejantes a las curvas de desgaste para herramientas de filo principal único y presentan un período de desgaste inicial, seguido de una zona de desgaste uniforme por unidad de tiempo y finalmente una zona de deterioro rápido. Idealmente, la muela debe ser repasada al final de la zona intermedia de desgaste uniforme.

A medida que el rectificado progresa y los granos activos entran en contacto repetidas veces con la superficie de la pieza, los filos se desgastan, produciéndose áreas planas o marcas de desgaste en los granos abrasivos; este tipo de desgaste es conocido como *desgaste por fricción*. Progresivamente las fuerzas que actúan sobre los granos activos aumentan hasta que son lo suficientemente grandes para fracturarlos o desprenderlos del aglutinante de la muela, este tipo de desgaste es conocido como *desgaste por fractura*. Cuando un porcentaje suficientemente grande de los granos activos se han fracturado o desprendido del aglutinante, la curva de desgaste entra en la etapa final de deterioración rápida, y el rectificado se vuelve ineficiente. Una razón de rectificado elevada es deseable, y la fig. 10.12 demuestra que la razón de rectificado óptima ocurre en la zona intermedia de desgaste uniforme, y que dicha razón es baja en las etapas de desgaste inicial y de deterioración rápida.

La fuerza de empuje también afecta la razón de rectificado tal como se muestra en la fig. 10.13. En ella se demuestra que la remoción de material de la muela aumenta y por lo tanto la razón de rectificado disminuye cuando la fuerza de empuje es excesiva. Generalmente se considera que es eficiente utilizar condiciones para las cuales la remoción de material de la muela empieza a aumentar con

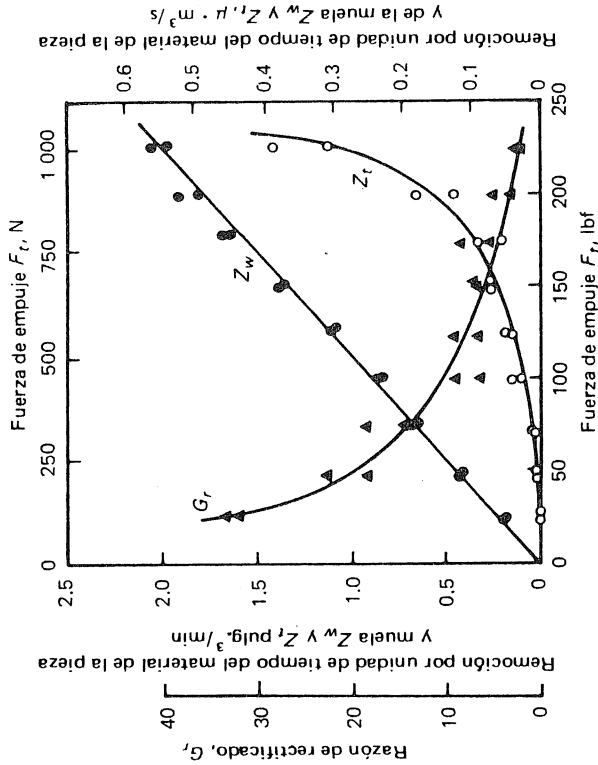


FIG. 10.13 Efecto de la fuerza de empuje F_t sobre la remoción por unidad de tiempo del material de la pieza y de la muela Z_w y Z_t respectivamente durante el rectificado de la superficie de un anillo de acero AISI 52100 con dureza 60 Rockwell C, con un diámetro equivalente de la muela de 3.25 pulg. (83 mm) y con las velocidades tangenciales siguientes para la muela y la pieza 12 000 pies/min (61 m/s) y 500 pies/min (2.54 m/s) respectivamente. (Según Hahn y Lindsay⁷).

un gradiente elevado, es decir, cuando F_t está entre 150 y 200 lbf en la fig. 10.13.

REFERENCIAS

1. Merchant, M. E.: Delphi-type Forecast of the Future of Production Engineering, *CIRP Annals*, vol. 20/3, pág. 213, 1971.
2. Shaw, M. C.: The Grinding of Metals, *IME Proc. Conf. Tech. Engrg. Manufacture, Londres*, pág. 433, 1958.
3. Backer, W. R., E. R. Marshall, and M. C. Shaw: The Size Effect in Metal Cutting, *Trans. ASME*, vol. 74, no. 1, pág. 61, 1952.
4. Pekenik, J., and H. Opitz: Testing of Grinding Wheels, *Advances in Machine Tool Design and Research*, pág. 163, 1962.
5. Grisbrook, H.: Cutting Points on the Surface of a Grinding Wheel and Chips Produced, *Advances in Machine Tool Design and Research*, pág. 155, 1962.
6. Hahn, R. S.: On the Nature of the Grinding Process, *Advances in Machine Tool Design and Research*, pág. 129, 1962.
7. Hahn, R. S., and R. P. Lindsay: Principles of Grinding, *Machinery Mag.*, Julio Noviembre, 1971.

8. Hahn, R. S.: The Effect of Wheel-work Conformity in Precision Grinding, *ASME Paper* 54-A-178, 1954.
9. Lindsay, R. P.: The Effect of Conformity, Wheel-speed, Dressing and Wheel Composition on the Grinding Performance of Conventional and High Temperature Alloys, *SME Paper* MR70-803, 1970.
10. Lindsay, R. P.: Dressing and Its Effect on Grinding Performance, *SME Paper* MR69-568, 1969.
11. Lindsay, R. P.: On Metal Removal and Wheel Removal Parameters, Surface Finish, Geometry and Thermal Damage in Precision Grinding, doctoral dissertation, Department of Mechanical Engineering, Worcester Polytechnic Institute, Worcester, Mass., 1971.

PROBLEMAS

1. Se desea cortar longitudinalmente un bloque de acero para herramientas de sección cuadrada con 500 mm de lado en una rectificadora horizontal grande, usando un disco de 5 mm de ancho y 2 m de diámetro. El parámetro de remoción de metal es $50 \text{ p}\cdot\text{m}^3/\text{s}$ y el parámetro de remoción de material de la muela es $20 \text{ p}\cdot\text{m}^3/\text{sN}$. Calcule el tiempo necesario para llevar a cabo la operación si el avance vertical es 2 mm por carrera de corte y la máquina realiza 0.2 carreras por segundo. También calcule la fuerza de empuje si la fuerza de empuje mínima para cortar es de 900 N y si la velocidad transversal de la pieza es de 150 mm/s.
2. Se desea ranurar un eje de acero de 50 mm de diámetro en una rectificadora cilíndrica. Las dimensiones de la ranura son 20 mm de ancho y 10 mm de profundidad, el material es fácil de rectificar con una dureza Rockwell C de 60. Las frecuencias de rotación de la pieza y de la muela son 10 y 200 s^{-1} , respectivamente. La muela es A70K8V, tiene un diámetro de 300 mm y ha sido repasada con un avance de 0.1 mm y una profundidad de 0.01 mm. Si el avance de penetración de la máquina se fija en 0.2 mm/s, calcule el tiempo total requerido por la operación incluyendo el tiempo de la fase secundaria (extinción del chisporroteo) requerido para la remoción del 90 por ciento del material dejado en la pieza después de suspender el avance de penetración. Suponga que la rigidez efectiva del sistema en la dirección de la fuerza de empuje es 1.6 MN/m.

11

Sistemas de Manufactura y Automatización

11.1 INTRODUCCION

La eficiencia de un sistema de manufactura puede medirse con tres criterios básicos: costo de manufactura, productividad y utilidad.

El *costo de manufactura* comprende no sólo el costo de mecanizado, ensamble, etc, sino también los costos de transportar las piezas de una máquina a otra y el almacenamiento temporal. Este costo puede ser afectado por la eficiencia de los varios procesos de manufactura empleados y la forma como se integran o disponen estos procesos en la fábrica. También se afecta por los costos de mano de obra y la calidad de diseño del producto.

La *productividad*, en contraste, se refiere solamente a la eficiencia con la que es utilizada la mano de obra. Generalmente significa la producción promedio por hora-hombre. Así, si la fábrica A produce 300 refrigeradores por semana y emplea 300 obreros y la fábrica B puede producir solamente 150 refrigeradores por semana y emplea el mismo número de obreros, los obreros de la fábrica A duplican en productividad a los de la fábrica B. Esto no significa, sin embargo, que los refrigeradores de la fábrica A serán menos costosos que los de la fábrica B. Quizás la fábrica A está usando equipo automatizado más costoso, que economiza mano de obra.

Finalmente, la *utilidad* hecha por la empresa se afecta por los cambios en los costos de manufactura o en la productividad.

Ciertamente, estos tres criterios están relacionados entre sí pero generalmente no pueden maximizarse (o minimizarse, según sea el caso) simultáneamente como se mostró en el ejemplo del Capítulo 6 donde las condiciones para costo mínimo, tiempo mínimo de producción (productividad máxima) y utilidad máxima fueron todas diferentes.

El propósito de este capítulo es el de discutir los medios de mejorar la productividad en la manufactura con mejores sistemas de manufactura y creciente automatización. *Automatización* será definida como cualquier medio para ayudar a los obreros a realizar sus tareas más eficientemente.

Antes de entrar en detalle, es necesario explicar que la aplicación de la automatización depende enormemente del volumen de producción: producción en masa, producción en grandes lotes, producción en pequeños lotes, etc. Puede suponerse que la producción en masa involucra un volumen de más de 1 millón de piezas por año y la producción en pequeños lotes unos pocos centenares en cada tirada de producción. Estimativos de la proporción de la producción total de los Estados Unidos de las categorías de lotes, varían entre el 70 y el 85%. La mayor proporción de manufactura en lotes es la razón para que actualmente se preste tanta atención a la automatización en estos tipos de producción.

11.2 SISTEMAS DE MANUFACTURA

Los sistemas básicos disponibles para la manufactura de partes son los siguientes:¹

1. Máquinas de transferencia
2. Sistemas de disposición de máquinas convencionales
3. Centros de mecanizado
4. Máquinas herramientas con control numérico
5. Sistemas de línea de flujo
6. Sistemas de tecnología de grupo.

Las *máquinas de transferencia* son a menudo el método más apropiado para flujo continuo de piezas idénticas o muy semejantes en la producción en masa de bienes de consumo. Son básicamente sistemas para propósitos especiales donde las piezas se trasladan automáticamente de un cabezal de mecanizado a otro. Cada cabezal ejecuta una operación hasta que al alcanzar la pieza el final de la línea se han completado todas las operaciones necesarias.

El sistema de *disposición de máquina convencional*, empleado normalmente para la producción de lotes, es llamado, a menudo, el sistema de *proceso orientado*, o *funcional*, o de *disposición*. En este sistema, las máquinas se agrupan por tipos, tales como, tornos, fresadoras, taladradoras; dentadoras o rectificadoras. Los lotes de piezas pasan por algunos o todos estos grupos de acuerdo a una ruta planeada de antemano. Cada máquina tiene su operario y requiere ser alimentada

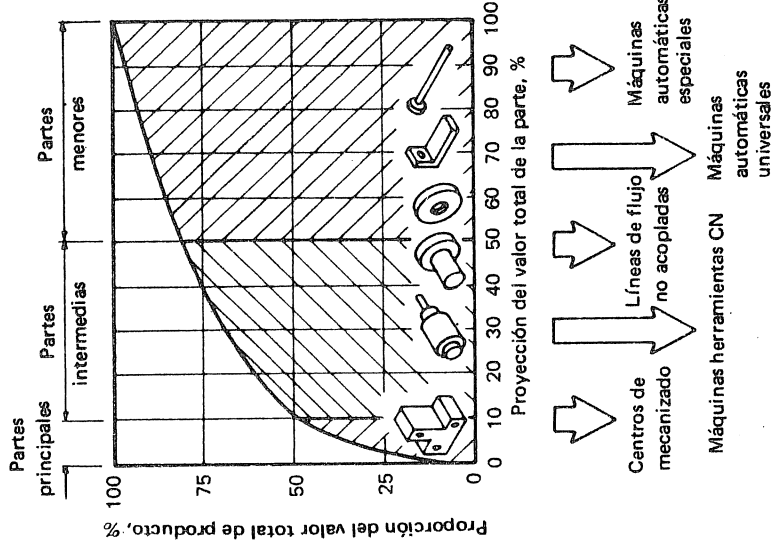


FIG. 11.1 Conceptos varios de manufactura aplicados a tipos de piezas para producción unitaria o en pequeños lotes. (Según Opitz y Wiendahl²).

constantemente para alcanzar plena utilización. Uno de los principales problemas de este sistema es el alto costo de manejo de piezas y almacenamiento temporal.

Los sistemas restantes pueden aplicarse en la producción en lotes y la escogencia del más apropiado depende de la naturaleza de la pieza y las operaciones requeridas. Opitz y Wiendahl² demostraron (fig. 11.1) cómo pueden aplicarse los conceptos a los diferentes tipos de piezas en la producción de pequeños lotes. En la figura se muestran las piezas de un elemento compuesto graficados contra la proporción del valor total correspondiente a cada una de ellas. Por ejemplo, solamente el 10% de las piezas son piezas principales, pero ellas representan el 50% del valor del producto; el 40% son piezas intermedias y representan el 30% del valor total; las restantes son piezas menores y representan solamente el 20% del valor total.

Las piezas principales son costosas debido al valor considerable del material y porque requieren generalmente una gran cantidad de mecanizado. Para el mecanizado de piezas principales, el *centro de mecanizado* es generalmente el más económico. En este se integran una variedad de funciones de mecanizado en una

sola máquina. La ventaja principal es que la pieza sólo necesita sujetarse una sola vez; la máquina es capaz entonces de efectuar una variedad de operaciones en todas las caras de la pieza, con excepción de la base.

Para la producción en pequeños lotes de piezas intermedias tanto las máquinas herramientas con *control numérico* como los *sistemas de línea de flujo* son generalmente los más económicos. Una máquina herramienta con control numérico es básicamente una máquina convencional donde el operario es reemplazado por equipo de control por retroalimentación, que es generalmente controlado por una cinta perforada que contiene las diferentes instrucciones de mecanizado. Estas máquinas son generalmente económicas para el mecanizado de esas piezas intermedias que son requeridas en pequeños lotes y que no necesitan una gran variedad de operaciones que requieran diferentes herramientas y diferentes posiciones de la pieza. Los sistemas de líneas de flujo a diferencia de los sistemas de transferencia no operan en un ciclo de tiempo constante, sino que son simplemente máquinas herramientas convencionales dispuestas en la secuencia principal de operación. Así, entre cada máquina se encuentran armuces de piezas y las máquinas trabajan a sus propias capacidades. La ventaja de este sistema respecto al sistema convencional de disposición de máquina es que se reduce el movimiento de piezas entre procesos de mecanizado. Para piezas pequeñas que, debido a la estandarización se necesitan en cantidades relativamente grandes, se emplean a menudo máquinas automáticas especiales o universales siendo éstas reprogrables y tienen generalmente un sistema de control mecánico como levas o pañadores de bloqueo.

La tecnología de grupo es un concepto nuevo en sistemas de manufactura y ha sido ampliamente definido por Durie:³ así:

La tecnología de grupo es el reconocimiento de que muchos problemas son semejantes y que agrupando problemas semejantes puede encontrarse una solución única para un grupo de problemas ahorrando así tiempo y esfuerzo.

En ingeniería, esta definición puede aplicarse a muchos procesos, incluyendo el diseño, dibujo y manufactura. La definición puede aplicarse a manufactura como sigue:

La tecnología de grupo en manufactura es el reemplazo de la tradicional manufactura de trabajo de taller por el análisis y agrupamiento de trabajos en familias y la formación de grupos de máquinas para fabricar estas familias en un principio de línea de flujo con el objeto de minimizar tiempos de ajuste y pasada.

Así, aplicando la tecnología de grupo, las piezas semejantes se agrupan en familias. Al mismo tiempo se forman grupos de máquinas de tal manera que todas las piezas de una familia puedan fabricarse con un grupo de máquinas. Estos grupos de máquinas pueden disponerse de dos formas básicas:

1. El sistema de disposición en grupo
2. El sistema de grupo en línea de flujo

En el primer sistema las máquinas se disponen en grupos de tal manera que cada grupo pueda realizar todas las operaciones necesarias en una familia de piezas.

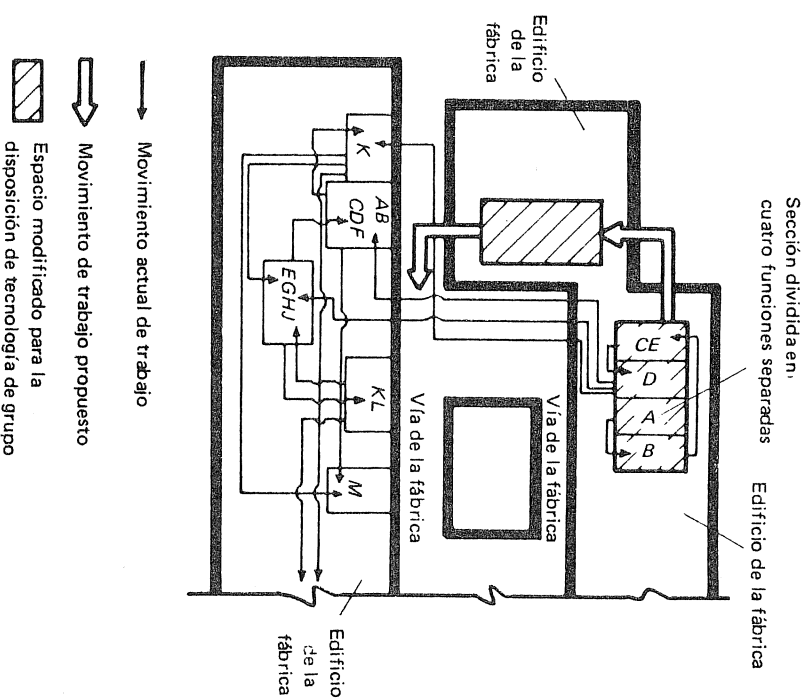


FIG. 11.2 Efecto de la tecnología de grupo en el movimiento de trabajo. (NOTA: Las letras A hasta M indican operaciones individuales) (Según *Middle et al.*¹)

Por ejemplo, una familia de piezas en particular puede requerir pasos por un tornaventa, una fresadora, una taladradora y una rectificadora. Estas cuatro máquinas se agrupan en una “célula” de manera que todo el mecanizado de la familia de piezas pueda realizarse en una pequeña área del taller, quizás con sólo uno o dos operarios atendiendo las cuatro máquinas.

En el segundo sistema las máquinas se disponen en la secuencia de las operaciones y están generalmente comunicadas una con otra por medio de un conductor o transportador.

La principal ventaja de ambos sistemas es que el flujo de piezas en el taller se simplifica bastante, como se aprecia en la figura 11.2.

Se discutirían ahora con más detalles algunos de los diferentes sistemas de manufactura.

11.3 MÁQUINAS DE TRANSFERENCIA

En las máquinas de transferencia la pieza es automáticamente transferida de una operación de mecanizado a la siguiente por una mesa divisora circular (el sistema de transferencia rotatoria mostrado en la fig. 11.3(a)) o por un transportador (el sistema de transferencia en línea mostrado en la fig. 11.3(b)). En el sistema en línea la pieza se sujeta en un eslabón especial o dispositivo, y debe disponerse el retorno de los eslabones vacíos al comienzo de la línea. El método usado a menudo para esto es un transportador rápido paralelo a la línea de transferencia principal.

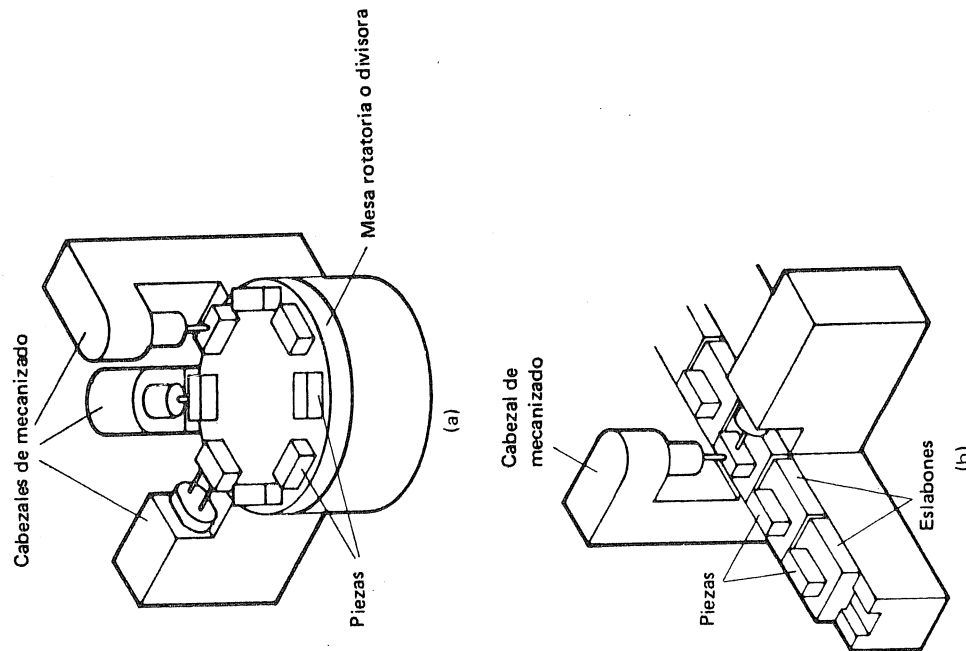


FIG. 11.3 Máquinas de transferencia (a) Rotatoria; (b) en línea.

Las máquinas de transferencia se construyen a menudo en forma de módulos, donde los cabezales para taladrado, mandrinado, etc. son accesorios estándares y se adicionan al sistema en las estaciones apropiadas. Las máquinas de transferencia rotatoria pueden acomodar generalmente sólo seis o menos estaciones debido a restricciones del espacio. El tamaño de las máquinas en línea puede ser casi ilimitado, y han sido empleadas, por ejemplo, para realizar todas las operaciones de mecanizado en un bloque de motor de automóvil. Además de las operaciones de mecanizado, estos sistemas incorporan estaciones para inspección y, algunas veces, de operaciones de ensamblaje.

11.3.1 Economía de las máquinas de transferencia

Cuando se consideran las condiciones de mecanizado óptimas para máquinas de transferencia que operan con el principio de división, es necesario tener en cuenta que cuando una estación de mecanizado se detiene para el cambio de herramientas, toda la máquina debe parar. También debe recordarse que no existen ventajas al tener tiempos de mecanizado diferentes en las estaciones. Si una estación tiene un tiempo de mecanizado corto, la velocidad de corte en esa estación puede reducirse sin afectar el ciclo de la máquina con la ventaja de que los costos de herramienta se reducirán en la estación y el tiempo de parada se reducirá para toda la máquina.

Para el análisis, suponga que en una máquina de transferencia que tiene N_s estaciones se usa el mismo material para herramientas de corte en cada estación. Por consiguiente, para cualquier estación s la relación de vida de la herramienta es

$$\frac{v_s}{v_{r_s}} = \left(\frac{t_{r_s}}{t_s} \right)^n \quad (11.1)$$

donde v_s = velocidad de corte

t_s = vida de la herramienta

v_{r_s} = velocidad de corte para una vida de t_{r_s}

El tiempo de mecanizado t_m para cada operación es

$$t_m = \frac{K_s}{v_s} \quad (11.2)$$

donde K_s es la distancia recorrida por la punta de la herramienta relativa a la pieza durante el tiempo de mecanizado. Si se combinan las ecuaciones (11.1) y (11.2), se obtiene:

$$t_s = t_{r_s} \left(\frac{v_{r_s} t_m}{K_s} \right)^{1/n} \quad (11.3)$$

El tiempo total para producir N_b piezas está dado por

$$N_b(t_r + t_m) + N_b \sum \frac{t_m t_{cs}}{t_s} \quad (11.4)$$

donde t_r = tiempo tomado para hacer una división y avanzar y retroceder las herramientas

t_{cs} = tiempo de cambio de herramienta en cualquier estación s :

Σ = sumatoria de los términos para todas las estaciones de la máquina

Así el tiempo promedio de producción por pieza es:

$$t_{pr} = t_r + t_m + \sum \frac{t_m t_{cs}}{t_s} \quad (11.5)$$

Si el costo por unidad de tiempo por cada estación (incluyendo la sección de la máquina de transferencia asociada con esa estación) es M_s , el costo total por unidad de tiempo para la máquina será ΣM_s , y el costo de producción por pieza C_{pr} será

$$C_{pr} = \sum (M_s t_{pr}) + \sum \frac{t_m C_s}{t_s} \quad (11.6)$$

donde C_s es el costo de suministrar una herramienta nueva en la estación s .

La substitución de las ecuaciones (11.3) y (11.5) en la ecuación (11.6) y el reordenamiento llevan a:

$$C_{pr} = \sum M_s (t_r + t_m) + t_m^{1-(1/n)}$$

$$\left\{ \sum M_s \sum \left[\left(\frac{K_s}{V_s} \right)^{1/n} \frac{t_{cs}}{t_s} \right] + \sum \left[\left(\frac{K_s}{V_s} \right)^{1/n} \frac{C_s}{t_s} \right] \right\} \quad (11.7)$$

La ecuación (11.7) puede ahora derivarse con respecto a t_m para encontrar el tiempo de mecanizado t_{mc} para costo de producción mínimo. Así

$$t_{mc} = \left(\left(\frac{1}{n} - 1 \right) \left\{ \sum \left[\left(\frac{K_s}{V_s} \right)^{1/n} \frac{t_{cs}}{t_s} \right] + \frac{\sum \left[\left(\frac{K_s}{V_s} \right)^{1/n} (C_s t_s) \right]}{\sum M_s} \right\} \right)^n \quad (11.8)$$

Los costos de producción mínimos por pieza pueden encontrarse por substitución de t_{mc} por t_m en la ecuación (11.7) y la vida de herramienta óptima en cada estación puede obtenerse de la ecuación (11.3).

Para ilustrar el efecto de combinar una serie de procesos de mecanizado en una máquina de transferencia de división, se supondrá que se realizará una serie de operaciones semejantes en cada estación y que los parámetros en cada estación son idénticos. En este caso la ecuación (11.8) se convierte en:

$$t_{mc} = \left\{ \left(\frac{1}{n} - 1 \right) \left[\left(N_s \frac{t_{cr}}{t_r} \right) + \frac{C_r}{M_r} \right] \right\}^n \frac{K}{V_r} \quad (11.9)$$

La substitución de la ecuación (11.9) en la (11.3) da la vida de herramienta óptima en cada estación

$$t_c = \left(\frac{1}{n} - 1 \right) \left(N_s t_{cr} + \frac{C_r}{M} \right) \quad (11.10)$$

La comparación de este resultado con el obtenido para una sola operación ($N_s = 1$ en la ecuación (11.10)) indica que a medida que aumenta el número de estaciones aumenta la vida de herramienta óptima. Así que las velocidades de corte óptimas serán menores en una máquina de transferencia que en una máquina herramienta sencilla.

11.3.2 Ejemplo

Supóngase que se usan herramientas de acero rápido ($n = 0.125$) en una máquina de transferencia de cinco estaciones y que los valores de K_s , t_{cr} , C_r , V_s , y t_r para cada estación son los dados en la tabla 11.1. De esta manera se obtienen los valores siguientes:

$$\sum M_s = \$0.015 \text{ s/s}$$

$$\sum \left(\frac{K_s}{V_s} \right)^{1/n} \frac{t_{cr}}{t_r} = 1.49 \times 10^{19} \text{ s}^8$$

$$\sum \left(\frac{K_s}{V_s} \right)^{1/n} \frac{C_r}{t_r} = \$6.0 \times 10^{17} \text{ s}^7$$

De la ecuación (11.8) el tiempo mecanizado óptimo es:

$$t_{mc} = \left[7(1.49 \times 10^{19}) + \frac{6 \times 10^{17}}{0.0155} \right]^{0.125} = 373 \text{ s}$$

De la ecuación (11.7) si el tiempo de transferencia t_r es 12 s. El costo de producción mínimo por pieza es:

TABLA 11.1 Parámetros de mecanizado para una máquina de división de cinco estaciones.

Estación	K_s, m	t_{ct}, s	$C_{t_s}, \$$	$M_s, \$/s$	t_{t_s}, s (para $v_s = 1 m/s$)
1	183	180	2	0.003	65
2	243	60	3	0.002 7	65
3	61	120	2	0.003 8	65
4	91	120	2	0.003	65
5	122	240	1	0.003	65

$$C_{min} = 0.015 5(12 + 373) + \frac{(0.015 5 \times 1.49 \times 10^{19}) + (6.0 \times 10^{17})}{10^{18}}$$

$$= 5.97 + 0.83 = \$6.80$$

donde C_{min} es el costo de producción mínimo, es decir, el valor mínimo de C_{pr} . Finalmente, la velocidad de corte óptima en cada estación puede obtenerse de la ecuación (11.2); así, para las estaciones 1, 2, 3, 4 y 5 las velocidades de corte son 0.49, 0.65, 0.16, 0.24 y 0.33 m/s, respectivamente.

11.4 MAQUINAS AUTOMATICAS

Mientras las máquinas de transferencia se usan exclusivamente para la producción en masa, la clase de máquinas conocidas como *automáticas* se usan tanto en la producción en masa como en la de grandes lotes. La máquina más común de este tipo es el torno automático, a menudo conocido simplemente como un "autómata".

Los *ornos automáticos mono-husillo* son los diseñados para producir piezas a partir de material en barra sin requerir atención excepto para el cambio de barra y herramientas gastadas. El avance de la barra se hace bien de manera intermitente después de que cada pieza ha sido tronzada o con los tornos automáticos tipo suizo, la barra gira y avanza continuamente mientras se realizan las operaciones. Cuando el avance es intermitente la máquina es básicamente un torno revólver automático y cuando es continuo la pieza pasa por las herramientas montadas radialmente alrededor de la zona de trabajo.

El movimiento de las herramientas se controla a menudo por levas planas de disco, las cuales deben producirse para cada trabajo particular. En general para un autómeta mono-husillo se requieren tres levas, cada una de ellas fresada con una fresa de dedo del mismo diámetro que el seguidor de la leva. Claramente el costo de producir levas para un torno automático se justifica sólo para grandes tirajes de producción.

Los *tornos automáticos mono-husillo* con copa de mordazas se usan para aquellas piezas que no pueden mecanizarse de material en barra. En estas máquinas las piezas individuales son cargadas manualmente por un operario capaz de servir un grupo de máquinas.

Un tipo final de torno automático es el *multihusillo*. Estos tornos son básicamente máquinas de transferencia rotatoria flexibles donde cada husillo con pinza o copa de mordazas se ha dividido alrededor de las diferentes posiciones de las herramientas de tal manera que cada vez que se completa un ciclo de división se produzca una pieza. En estas máquinas se usan levas de tambor en vez de las levas de disco.

Otra clase de máquina herramienta que puede automatizarse es la rectificadora cilíndrica de interiores y exteriores. Cuando se equipa con mecanismos automáticos de carga de piezas y con accesorios rectificadores de la muela, también automáticos, estas máquinas pueden producir continuamente piezas terminadas. Las piezas son a menudo almacenadas en un proveedor, y el operario simplemente verifica que el proveedor esté cargado con piezas en intervalos de tiempo apropiados. Debido a que las piezas son pequeñas y las fuerzas de mecanizado ligeras, se emplean frecuentemente platos magnéticos para facilitar la sujeción automática de la pieza.

11.4.1 Economía de las máquinas automáticas

Se supondrá que un operario puede atender N_a máquinas automáticas, que el salario (incluyendo costos generales) es W'_o , y que el costo para una máquina (incluidos costos generales) es M'_t . El costo de producción C_{pr} por pieza estará entonces dado por

$$C_{pr} = \frac{C_b}{N_b} + (W'_o + M'_t)t_i + \left(\frac{W'_o}{N_a} + M'_t\right)t_m + [(W'_o + M'_t)t_{ct} + C_t] \frac{t_m}{t} \quad (11.11)$$

donde C_b = costo de preparación de la máquina (incluyendo manufactura de las levas, etc.)

N_b = tamaño del lote

t_{ct} = tiempo de cambio de herramienta

C_t = costo de suministrar un nuevo filo

t_m = tiempo de mecanizado

t = vida de la herramienta

t_i = tiempo de carga y descarga

11.4.2 Ejemplo

Supónganse los valores siguientes aplicables a un torno automático monohusillo para material en barra (donde t_e es despreciable) y un operario atiende seis máquinas: $t_m = 30 s$, $t = 4\ 000 s$, $t_{ct} = 60 s$, $W'_o = \$2.20 \times 10^{-3}/s$, $M'_t = \$1.40 \times 10^{-3}/s$, $C_t = \$0.50$, y $C_b = \$1\ 000$.

Substituyendo en la ecuación (11.11) se obtiene

$$C_{pr} = \frac{1\,000}{N_b} + \left[\left(\frac{2.2 \times 10^{-3}}{6} + 1.4 \times 10^{-3} \right) 30 \right] \frac{30}{4\,000} + [2.2 \times 10^{-3} + 1.4 \times 10^{-3}] 60 + 0.51$$

$$= \frac{1\,000}{N_b} + 0.058$$

Puede verse que en este ejemplo un lote de aproximadamente 200 000 piezas reduciría los costos de preparación al 10% del costo de producción por pieza.

11.5 MÁQUINAS CON CONTROL NUMÉRICO

Con los autómatas, debido al costo de programación, ésta sólo se justificaba para grandes tirajes de producción. Sin embargo, con máquinas que posean control por retroalimentación, los programas pueden suministrarse en forma de cintas o tarjetas perforadas que son relativamente carentes de costo si se comparan con las levas de disco o de tambor. Estas máquinas son conocidas como de *control numérico* (CN) y pueden usarse económicamente en la producción de pequeños lotes.

Como su nombre lo dice, el control numérico significa control en base a información numérica que especifica la posición relativa de la herramienta y de la pieza. Del diagrama de bloque para un sistema de control de máquina herramienta de la fig. 11.4 puede verse que se han adicionado dos elementos esenciales a una máquina estándar. El primero es un medio de conducir la mesa de la máquina o el porta herramienta con un servomotor y así el movimiento de la herramienta o de la pieza dependerá de la señal pasada al servomotor. La segunda adición es un transductor que capta continuamente la posición de la herramienta y de la pieza. La señal del transductor es comparada con la obtenida de la cinta y cualquier diferencia (o error) es convertido a forma análoga, amplificado y usado para accionar el servomotor hasta que la posición de la herramienta y de la pieza coinciden con la posición especificada por la información de la cinta.

Hay dos tipos básicos de sistemas CN: el punto a punto, o de posición y el de trayectoria continua o de contorno. El primero es aplicado, por ejemplo, a una taladradora vertical. Si se tiene el control de los dos ejes horizontales de movimiento de la mesa que soporta la pieza, la máquina puede programarse para localizar y luego taladrar una plantilla de agujeros especificada. En el sistema punto a punto la trayectoria de la herramienta relativa a la pieza entre agujeros no es importante y sólo se especifican las coordenadas del punto final de cada movimiento. El sistema de trayectoria continua se aplica, por ejemplo, a una fresado-

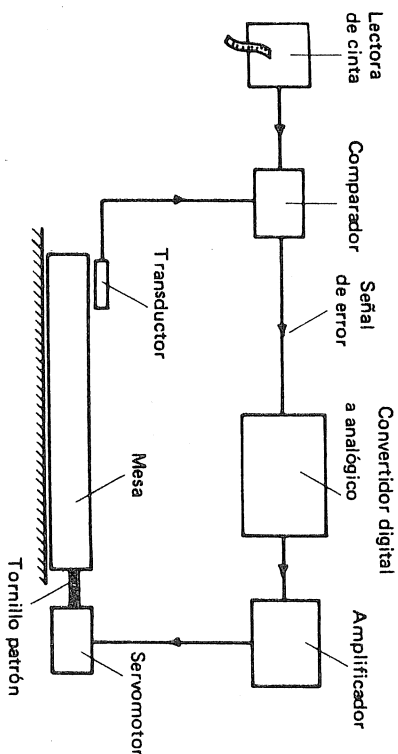


FIG. 11.4 Ciclo de retroalimentación para un eje de una máquina herramienta con sistema de control numérico.

ra vertical que se emplea para fresar un perfil complicado como una leva o una caja en una pieza. En este sistema la posición de la herramienta relativa a la pieza debe controlarse continuamente mientras se están mecanizando las piezas.

Aquí la posición se especifica por una serie de coordenadas, y el sistema de control está diseñado para seguir una trayectoria entre estos puntos por interpolación. Algunas máquinas siguen una trayectoria recta (interpolación lineal) y otras una trayectoria curva (interpolación circular o parabólica).

El control numérico puede aplicarse a movimientos a lo largo o al rededor de cualquier eje, pero los sistemas de control de dos y tres ejes son los más comunes. En general, las fresadoras verticales y los tornos usan el control de trayectoria continua y las taladradoras verticales, las taladradoras de plantillas y pequeñas fresadoras usan el control punto a punto.

Se han construido más de 30 000 máquinas con control numérico internamente, la mayoría de ellas en los Estados Unidos⁴.

Una forma sofisticada de la máquina CN es el centro de mecanizado. Esta máquina es generalmente una fresadora vertical con varios ejes de control y con cambio de herramienta automático. Las herramientas se sujetan generalmente en un proveedor rotatorio y los cambios son dirigidos por la cinta perforada. Así, con un centro de mecanizado puede mecanizarse completamente una pieza complicada en todas las caras con excepción de la base, con una combinación de fresado, taladrado, mandrinado, refrentado, rimado y roscado con machuelo. Este tipo de sistema es más apropiado para la producción de piezas importantes (fig. 11.1).

Un refinamiento del control numérico es el *control adaptivo*. Este tipo de sistema puede adaptarse a sí mismo de acuerdo a las circunstancias que se presentan. Estas circunstancias se miden por el sistema mismo y pueden incluir la potencia requerida para la operación de mecanizado, el desgaste de la herramienta o de la muela, las fuerzas generadas, o la presencia de vibraciones inducidas o ines-

tabilidad. El sistema podría idealmente diseñarse para ajuste automático del avance, velocidad, o posición de la herramienta para producir piezas al mínimo costo y dentro de las tolerancias especificadas. Un sistema de esta clase sería muy costoso y no ha encontrado todavía amplia aplicación.

Un sistema de control adaptivo relativamente simple podría variar automáticamente la velocidad de corte y el avance de manera que maximice la remoción de metal por unidad de tiempo sin exceder valores predeterminados de fuerzas de corte y consumo de potencia. Los sistemas de este tipo son relativamente baratos y pueden operar muy cerca de las condiciones óptimas.

11.5.1 Economía de las máquinas de control numérico

Para las máquinas CN, el costo de la preparación del mecanizado de un lote de piezas C_b consta en la mayoría de los casos de los costos de programación y de preparación de la cinta. Hay generalmente una relación directa entre estos costos y el tiempo de mecanizado t_m así

$$C_b = K_p t_m \quad (11.12)$$

donde K_p es el costo de programar y preparar la cinta por unidad de tiempo de mecanizado.

El costo de producción por pieza está dado entonces por

$$C_{pr} = \frac{K_p t_m}{N_b} + M(t_f + t_m) + \frac{t_m}{t} (Mt_{ct} + C_t) \quad (11.13)$$

donde N_b = tamaño del lote

M = costos totales de máquina y operario

C_t = costo de una herramienta afilada

t = vida de la herramienta

t_f = tiempo de carga y descarga y avance y retroceso de herramienta

t_{ct} = tiempo de cambio de herramienta

11.5.2 Ejemplo

Se resolverá un ejemplo considerando un gran torno revólver con CN. Las herramientas tienen pastillas desechables de carburo que cuestan \$0.50 por filo y resutiarlas toma un promedio de 60 s. El costo de la preparación de la cinta por unidad de tiempo de mecanizado sería \$0.10/s, y se supone un ciclo de tiempo total de 300 s de los cuales el 50% se gasta en remoción de viruta. El torno costó inicialmente \$ 125 000 con un período de amortización de 2 años, el salario del operario es de \$4.00/hr y se aplican costos generales del 100% a la máquina y al operario. El costo total M por unidad de tiempo será:

$$M = \frac{2 \times 125\,000}{2 \times 50 \times 40 \times 3\,600} + \frac{2 \times 4}{3\,600} = \sim \$0.02/\text{s}$$

Finalmente, el tiempo de carga y descarga se supondrá de 150 s y la vida de la herramienta 300 s. La sustitución de estos valores en la ecuación (11.3) da

$$C_{pr} = \frac{0.1 \times 150}{N_b} + 0.02(300 + 150) + \frac{150}{300} [(0.02 \times 60) + 0.5] = \frac{15}{N_b} + 9.85$$

Este resultado muestra claramente que el sistema es rentable para lotes pequeños y que el costo de programación y preparación de cinta ($15/N_b$) se vuelve del 10% del costo total de producción cuando el tamaño del lote es 15.

11.6 COMPARACION DE LA ECONOMIA DE VARIOS SISTEMAS AUTOMATICOS

DeBarr⁴ comparó los costos de varios sistemas cualitativamente y su comparación se presenta en la fig. 11.5 y muestra cómo la escogencia de un sistema depende en gran manera del tamaño del lote. Es claro que los sistemas manuales sólo se justifican para los lotes más pequeños y que el control numérico es apropiado para un amplio rango de producción en pequeños y medianos lotes. Este resultado explica por qué para 1990 se espera que el valor de las máquinas CN que estén fabricándose sea al menos el 50% del valor total de las máquinas que se estén produciendo⁵.

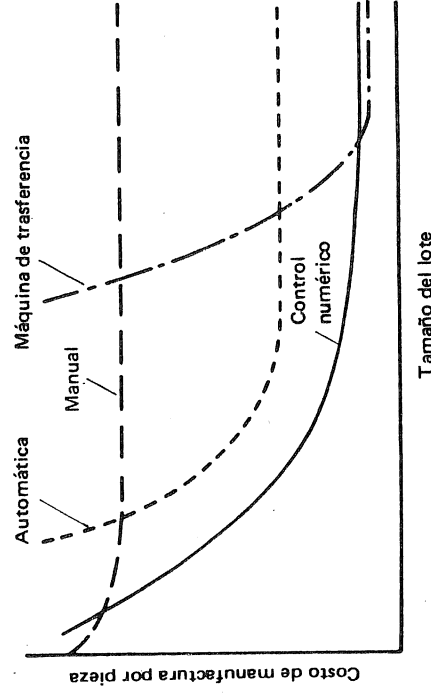


FIG. 11.5 Relación entre el costo de manufactura y el tamaño del lote para sistemas manuales y para varios tipos de control automático (Según DeBarr⁴, reproducida, con permiso del Consejo del IME de "Chartered Mechanical Engineer").

11.7 TECNOLOGIA DE GRUPO

Se mencionó anteriormente que la producción en lotes forma la mayor porción de toda la manufactura. En la manufactura de producción por lotes las máquinas automáticas especiales no pueden justificarse económicamente. El interrogante surge sobre cómo hacer más económica la producción por lotes. Un método que ha sido estudiado seriamente, es la aplicación de la tecnología de grupo que fue descrita brevemente al comienzo del capítulo y que puede entenderse como una aproximación que permite obtener en la producción por lotes las ventajas de las técnicas de producción en masa.

El primer paso para aplicar la tecnología de grupo a un proceso de manufactura es agrupar en familias separadas a las piezas que requieren la misma secuencia de operaciones. Este agrupamiento es posible con el uso de un sistema de codificación numérica tal como el propuesto por Opitz⁶ y que se describirá en el capítulo 12. Se mostrará allí que el número de código para una pieza en particular depende de la secuencia de operaciones de manufactura. Así, si cada pieza producida por manufactura se codifica, los resultados pueden introducirse en una computadora y quedarán definidas varias familias de piezas. Agrupando las máquinas y procesos necesarios para completar los pasos de manufactura en cada familia de piezas, pueden disponerse adecuadamente y reducir considerablemente el manejo y almacenamiento temporal de las piezas. Puede también llevar a una estandarización y simplificación notables, de las piezas producidas por una fábrica y a la racionalización de los procesos de diseño.

Debe anotarse que la tecnología de grupo puede no ser ventajosa si se aplica en cada situación de manufactura. Sin embargo, Koenigsberger⁷ ha señalado que "Si la tecnología de grupo da utilidades donde éstas pueden obtenerse, debe aplicarse sobre todo el sistema de manufactura". Este planteamiento significa que la experimentación de una empresa industrial en un frente estrecho no es apropiada para alcanzar las utilidades reales.

Nada de nuevo hay realmente en el concepto de tecnología de grupo o "la manufactura de familias de partes" como se conoce en Alemania Occidental. Muchas industrias han operado en base a este sistema por varios años y realmente se ha reportado⁷ que en la manufactura de herramientas de corte hechas de piedra donde se requieren varias formas y perfiles, las formas similares se agruparon y fueron producidas a partir de un solo tipo de forma previa; esto ocurría alrededor de 2500 A.C.

Hay un gran interés en las posibles aplicaciones de la tecnología de grupo particularmente en Rusia donde se originó el término y en varios países Europeos. En un resumen del uso de la tecnología de grupo en varios países Koenigsberger⁷ encontró que el uso de ella en los Estados Unidos ha sido limitado pero que habrá allí una gran expansión en sus aplicaciones durante los próximos 5 años.

11.8 EL USO DE COMPUTADORES

DeBarr⁴ ha reportado que la creciente disponibilidad de computadores pequeños de uso general influirá en el control automático o semi-automático de las máquinas herramientas y talleres. La fig. 11.6 muestra tres tipos de sistemas de computador. El primero es el sistema convencional de control numérico donde la consola CN obtiene información directa de una cinta y controla la máquina. El segundo sistema es conocido como el de *control numérico computerizado* (CNC) donde un computador obtiene información de una cinta ya sea directamente, o a través de una memoria y controla una o más máquinas. El tercer sistema se conoce como el de *control numérico directo* (CND) donde un gran computador cen-

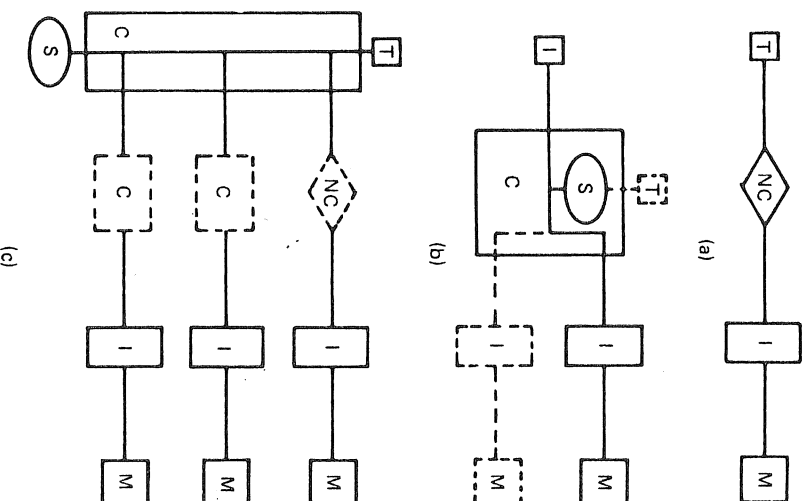


FIG. 11.6 Diagramas de Bloque para varios sistemas CN, donde T indica la lectora de cinta, CN la consola CN, I los servomandos, M la máquina herramienta, S la memoria del computador y C el computador. (a) CN convencional; (b) CNC (control numérico computerizado) (c) CND (control numérico directo) (Según DeBarr⁴, Reproducido, con permiso del Consejo del IME, de "Chartered Mechanical Engineer".)

tral toma información de una cinta o memoria y controla varias máquinas a través de consolas CN o de pequeños computadores.

Hay sólo un pequeño paso.⁴ del sistema CND a un sistema de mecanizado completamente controlado por computador, formado por conjuntos asociados de máquinas CN con dispositivos de manejo automático de piezas y la operación de todo el sistema bajo control de un computador central.

11.9 MANEJO DE PIEZAS EN LA PRODUCCION EN LOTES

Se ha mencionado que la producción en lotes puede automatizarse sólo con el uso de dispositivos programables que sean preferiblemente controlados por un computador central. Uno de los mayores problemas para alcanzar el objetivo de los medios de manufactura controlados completamente por computador es el desarrollo de accesorios de manejo de uso general programables. Un ejemplo de estos es el mostrado en la fig. 11.7. Este autómata es capaz de moverse en 6 ejes y puede usarse para cargar y descargar todo un grupo de máquinas herramientas.

11.10 EL FUTURO

Debe notarse que el desarrollo de medios de manufactura controlados por computador requiere no sólo de la infraestructura, incluidas las máquinas CN, los computadores, los robots programables, etc, sino también los programas de computador necesarios (la superestructura). Al reportar los resultados de una encuesta sobre el futuro de la ingeniería de producción, Merchant⁵ establece:

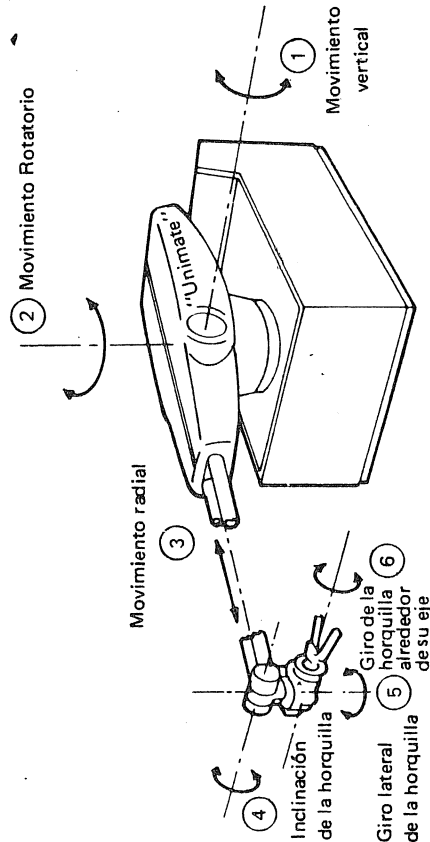


FIG. 11.7 Los seis ejes en movimiento de un autómata industrial (Cortesía de Unimation Inc.)

"Para 1980 tendrá lugar un desarrollo extensivo de la superestructura de la manufactura. Será desarrollado un sistema de superestructura de computador para plena automatización y optimización de todos los pasos en la manufactura de una pieza (selección de la secuencia de mecanizado, de la máquina herramienta, sujeción, secuencia de operaciones, herramienta, condiciones de corte óptimas, control numérico del mecanizado) y estará en pleno uso.

Para 1985, se habrá desarrollado un control adaptivo de máquinas herramientas totalmente auto-optimizables y estará en pleno uso, y en las plantas de manufactura se usarán ampliamente los sistemas de proceso de identificación en línea y de adaptación muy rápida a las condiciones de manufactura relativas a los requerimientos de entrega, es decir, la optimización en línea. Además la preparación del trabajo (es decir la carga de las máquinas y catagación) se hará por medio de computadores en más del 80% de los casos y en más del 80% de las fábricas. Como resultado, la optimización y automatización total en líneas de plantas de manufactura completas, controladas por un computador central, serán una realidad.

Para 1990 los sistemas de superestructura de computador (adecuadamente estandarizados para que sean compatibles con los accesorios obtenidos de diferentes fuentes) estarán disponibles comercialmente. Además, para entonces, el 75% de la industria estará usando la tecnología de grupo en manufactura.

REFERENCIAS

1. Middle, G. H., R. Connolly, and R. H. Thornley: Organization Problems and the Relevant Manufacturing System, *Internat. J. Prod. Res.*, vol. 9, no. 2, pág. 297, 1971.
2. Opitz, H., and H. P. Wiendahl: Group Technology and Manufacturing Systems for Small and Medium Quantity Production, *Internat. J. Prod. Res.*, vol. 9, no. 1, pág. 181, 1971.
3. Durie, F. R. E.: A Survey of Group Technology and Its Potential for User Application in the UK, *The Production Engineer*, vol. 49, no. 2, pág. 51, febrero, 1970.
4. DeBarr, A. E.: Automatically Controlled Machine Tools, *Chartered Mech. Engr.*, vol. 20, no. 1, pág. 81, enero, 1973.
5. Merchant, M. E.: Delphi-type Forecast of the Future of Production Engineering, *CIRP Annals*, vol. 20/3, pág. 213, 1971.
6. Opitz, H.: "A Classification System to Describe Workpieces," Pergamon Press, Nueva York, 1970.
7. Koenigsberger, F.: The Use of Group Technology in the Industries of Various Countries, *CIRP Keynote Paper*, 1972.

PROBLEMAS

1. Una máquina de transferencia rotatoria se diseña para taladrar seis agujeros de 25 mm de diámetro en una pieza. Con el avance empleado se requieren 1 000 revoluciones de la broca para terminar la operación. Cada broca cuesta \$6.00 y puede afilarse en un promedio de 10 veces a un costo de \$2.00. El tiempo tomado para remover y reemplazar cada broca es 100 s. Si el costo total de la máquina por unidad de tiempo, incluido el operario y costos generales, es de \$0.012/s, el tiempo de división es 3 s, y el tiempo para avanzar y retroceder las herramientas es 5 s, calcule el costo mínimo de producción para cada pieza y el correspondiente tiempo de producción.
- (Suponga que la relación de Taylor para vida de la herramienta de la broca de acero rápido es:

$$v_t^{0.125} = 2.65$$

donde v es la velocidad de corte, en metros por segundo [m/s], y t es la vida de la herramienta en segundos [s]).

2. Una fresadora con control numérico tiene un sistema de control con interpolación lineal para contornoado continuo que recibe información de una cinta perforada preparada por el programador. El tiempo de programación para este sistema se estima en 600 s por punto de cambio y los costos del programador son \$0.00139/s incluyendo costos generales. El trabajo en consideración tiene 20 puntos de cambio y la distancia total de recorrido de la fresa es 1.02 m. La velocidad de avance apropiada para la fresa y la pieza es 1mm/s y tiempo total de preparación para cada pieza es de 300 s. Si el costo total de la máquina por unidad de tiempo es \$0.0033/s incluyendo costos de operario y costos generales, cuál será el tamaño mínimo del lote requerido para el uso económico de la máquina? (Suponga que en una fresadora manual el tiempo de preparación y el tiempo de mecanizado por pieza son 300 s y 2.7 ks respectivamente y que el costo total de la máquina por unidad de tiempo es \$0.00278/s)

12

Diseño para el Mecanizado

12.1 INTRODUCCION

Existen muchas técnicas disponibles para reducir los costos de manufactura e incrementar la productividad. Estas medidas incluyen el uso de:

1. Mejores materiales, herramientas y procesos.
2. Mejor organización y distribución de la fábrica, manejo de materiales y técnicas de ensamble.
3. Automatización donde ésta contribuya a una mayor eficiencia.

Desafortunadamente los diseñadores consideran frecuentemente que su trabajo es diseñar el producto para su desempeño, apariencia y posible confiabilidad y que es trabajo del ingeniero de manufactura producir lo que ha sido diseñado. Por supuesto, existe a menudo una resistencia natural a cambiar un diseño con el objeto de reducir un costo de manufactura pero, aunque los diseñadores asegurarán generalmente que tienen en cuenta los problemas de manufactura cuando es posible, el hecho es que, difícilmente existe el diseño para manufactura comparado con el diseño para resistencia, por ejemplo. Algunas veces éste es mencionado brevemente en textos de manufactura y muy rara vez en textos de diseño.

Muchas compañías asegurarán que sus diseñadores obtienen entrenamientos en manufactura y muchos programas de ingeniería en universidades incluyen cursos en manufactura. Todo esto es beneficioso, pero el diseño para manufactura es una de esas materias que una persona espera asimilar con la experiencia en vez de aprenderla de un instructor o de un texto. Este capítulo explica sistemáticamente un aspecto importante de esta materia — diseño para el mecanizado.

Por razones obvias el mecanizado es un proceso donde se presenta desperdicio, y muchos ingenieros sentirán que su principal preocupación debe ser diseñar piezas que no requieran mecanizado. Dado que el 80 o 90 % de las máquinas de manufactura están diseñadas para mecanizar metal, la idea de que el mecanizado pueda eliminarse debe considerarse impracticable en un futuro inmediato. Sin embargo, está aumentando la tendencia a usar procesos que conserven los materiales y cuando se involucra la producción en masa, este criterio debe estar en la mente del diseñador.

La siguiente discusión tratará primero sobre la estandarización, y luego sobre la escogencia de material para la pieza, la forma de ese material, cómo puede llevarse a formas apropiadas para el mecanizado y cómo se terminan las superficies de la pieza. El capítulo termina con una discusión sobre diseño cinemático y las formas cómo éste simplifica los problemas de manufactura.

En la discusión se mencionan ciertos principios de diseño que pueden ayudar a simplificar el mecanizado de piezas y a reducir los costos de manufactura. Estos principios están impresos en *italicos*; además, están resumidos al final del capítulo.

Los términos pieza, parte, parte de pieza, elemento o parte de elemento se usan indistintamente para describir el objeto mecanizado. En este capítulo, para eliminar confusiones, el objeto que está siendo mecanizado se llamará *pieza* y después de finalizado se llamará *elemento*.

12.2 NORMALIZACION

Quizás la primera regla en diseño para manufactura es *diseñar de tal manera que se usen tantos elementos normalizados como sea posible*. Muchos elementos pequeños como tuercas, arandelas, pernos, tornillos, sellos, rodamientos, engranajes y piñones de cadena se producen en masa y deben emplearse tamaños normalizados donde sea posible. El costo de estos elementos será mucho menor que el de unos semejantes no normalizados. Evidentemente el ingeniero necesitará catálogos que puede obtener de los proveedores. La información de proveedores se encuentra en índices de fabricantes donde éstos se encuentran organizados por productos.

Una segunda regla es *minimizar si es posible la cantidad de mecanizado con el preformado de la pieza*. Las piezas pueden aproximarse algunas veces usando ensambles fundidos o soldados o aplicando procesos de deformación como extrusión, embutido profundo, troquelado o forjado. Obviamente, la justificación para el preformado de piezas dependerá del tamaño del lote (el número de ele-

mentos por producir). En general para lotes pequeños la tendencia es producir las formas deseadas por mecanizado. Nuevamente la normalización puede jugar papel importante cuando se preforman las piezas. El diseñador debe *si es posible emplear piezas preformadas diseñadas anteriormente para un trabajo semejante* debido a la disponibilidad de modelos para fundición y dados y herramientas para los procesos de formado.

Finalmente, si no se dispone de elementos normalizados o piezas preformadas normalizadas, el diseñador debe *tratar de normalizar los aspectos del mecanizado* que incorpora en su diseño. Esto significa que estarán disponibles herramientas apropiadas, dispositivos y utilajes, los cuales pueden reducir los costos de manufactura considerablemente. Ejemplos de esto pueden ser las roscas, chaveteros, asientos para rodamientos, ejes estriados, etc. Puede obtenerse información sobre normas en varios libros de referencia, como por ejemplo, "Machinery's Handbook".

12.3 ESCOGENCIA DEL MATERIAL DE LA PIEZA

Cuando se escoge el material, el diseñador debe considerar la aplicabilidad, costo, disponibilidad, maquinabilidad, y la cantidad de mecanizado requerida. Cada uno de estos factores influye al otro y la escogencia óptima generalmente requiere un compromiso entre los factores críticos. La aplicabilidad de los diferentes materiales depende de la función del elemento y se decide por factores como resistencia a la tracción, resistencia al desgaste, a la corrosión, apariencia, etc. Estos aspectos están fuera del propósito de este libro, pero una vez que se han considerado estos criterios el diseñador debe entonces considerar factores que ayuden a minimizar el costo final del elemento. No debe suponerse, por ejemplo, que el material más barato es el que dará siempre un menor costo. Podría ser más económico escoger un material más fácil de mecanizar aunque más caro. En el cap. 6 se demostró que en una operación con velocidad de corte constante y en desbaste, el costo de producción C_{pr} por elemento es:

$$C_{pr} = Mt_f + MKv^{-1} + Kt_r^{-1}v_r^{-1/n}(Mt_{c_t} + C_t)v_r^{(1-n)/n} \quad (12.1)$$

donde M = Costo total de máquina y operario

t_f = Tiempo improductivo

K = Constante para la operación

v_r = Velocidad de corte para vida de herramienta, t_r

t_{c_t} = Tiempo de cambio de herramienta

C_t = Costo de una herramienta afilada

v = Velocidad de corte

n = Constante que depende del material de la herramienta

Además, la velocidad del corte para el costo mínimo es

$$v_c = v_r \left(\frac{t_r}{t_{c_t}} \right)^n \quad (12.2)$$

Donde t_c es la vida de la herramienta para costo mínimo,

$$t_c = \left(\frac{1}{n} - 1 \right) \left(t_{c_r} + \frac{C_t}{M} \right) \quad (12.3)$$

Si se combinan las Ec. (12.1) a (12.3) el costo de producción mínimo C_{min} será:

$$C_{min} = Mt_r + \frac{MK}{(1-n)v_r} \left(\frac{t_c}{t_r} \right)^n \quad (12.4)$$

El primer término en esta expresión es el costo del tiempo improductivo en la máquina herramienta y no se afecta por el material escogido ni por la cantidad de mecanizado requerido en la pieza. El segundo término es el costo de la operación propiamente dicho, y para una máquina y diseño de herramienta dados, depende de: n , v_r , t_r , y K . El factor n depende del material de la herramienta para acero rápido $n \cong 0.125$ y para caburo $n \cong 0.25$; $v_r t_r^n$ es una medida de la maquinabilidad del material; K es proporcional a la cantidad de mecanizado y puede entenderse como la distancia recorrida por la punta de la herramienta relativa a la pieza durante la operación. Para una operación dada, con una máquina y herramienta dadas, se muestra en la Ec. (12.3) que la vida de la herramienta para costo mínimo será constante y de la Ec. (12.4) se deduce que los costos de mecanizado serán inversamente proporcionales a $v_r t_r^n$. Dado que v_r es la velocidad de corte para una vida t_r , los materiales con mayor maquinabilidad tienen mayor valor de $v_r t_r^n$ y dan costos más bajos.

Tomando, por ejemplo, una operación con acero rápido ($n = 0.125$) y $M = \$0.00283/s$, $t_r = 300s$, $t_c = 3,000s$, $K = 183m$ (600 pies) y $v_r = 0.76m/s$ (150 pies) cuando $t_r = 60s$ entonces de la Ec. (12.4) C_{min} es \$2.14. Si se usa aluminio para el cual v_r es 3.05 m/s (600 pies/min) cuando t_r es 60 s el costo sería \$1.17. En otras palabras, podría gastarse una cantidad igual a la diferencia para usar un material más maquinable es decir \$0.97 adicionales por pieza. Para una pieza de 25 mm (1 pulg.) de diámetro, se tiene un K de 183 m, (600 pies) que corresponde al mecanizado final de un elemento de aproximadamente $1.64 \times 10^{-5} m^3$ (1 pulg.³) de volumen. Supuesto que el precio por pulgada cúbica de varilla de aluminio sea sólo un poco mayor que el precio de la varilla de acero suave, el costo total del elemento mecanizado podría ser mucho menor con aluminio.

Para un elemento particular el costo obtenido dependerá de la cantidad de mecanizado requerida (el valor de K), pero la Ec. (12.4) permite un estimado rápido de la economía de la operación. En conclusión el diseñador debe escoger *materiales que resulten en costo mínimo de los elementos*. Como se dijo, el costo del elemento incluye el costo de la pieza y el costo de las operaciones; así, los pasos siguientes deben seguirse para escoger materiales que resulten en costo mínimo de los elementos:

TABLA 12.1 Formas y rangos de tamaños normalizados de los materiales.

Nombre	Tamaño	Forma
Platina	6-75 mm (0.25-3 pulg.)	
Lámina	0.1-5 mm (0.004-0.2 pulg.)	
Barra redonda o varilla	3-200 mm día. (0.125-8 pulg. día.)	
Barra Hexagonal	6-75 mm (0.25-3 pulg.)	
Barra cuadrada	9-100 mm (0.375-4 pulg.)	
Barra rectangular	3 X 12-100 X 150 mm (0.125 X 0.5-4 X 6 pulg.)	
Tubería	5 mm día., 1 mm pared-100 mm día., 3 mm pared (0.187 5 pulg. día., 0.035 pulg. pared-4 pulg. día., 0.125 pulg. pared)	

1. Obtener de los proveedores un estimado del costo de las piezas disponibles en los materiales apropiados para los elementos.
2. Estimar la vida de la herramienta para costo mínimo t_c de la Ec. (12.3) anotando que es independiente del material de la pieza.
3. Estimar el costo mínimo de producción, C_{min} , de la Ec. (12.4). Si no se disponen de valores de v , pueden obtenerse aproximaciones de la fig. 6.2.
4. Comparar costos de elementos para diferentes materiales. Este costo será la suma del costo de la pieza y el costo mínimo de producción.

12.4 FORMA DEL MATERIAL

Con excepción de las piezas que son parcialmente formadas antes del mecanizado, como las forjadas, fundiciones, y estructuras soldadas, la escogencia de la forma del material depende de su disponibilidad. Los metales se venden generalmente en lámina, platina, barras, o tubos (tabla 12.1) en una amplia gama de tamaños. El diseñador *debe buscar las formas y tamaños normalizados de los materiales de proveedores y diseñar los elementos que requieren del mínimo mecanizado*.

Los elementos manufacturados de una barra o tubo circular o hexagonal son generalmente mecanizados en máquinas herramientas que proporcionan movimiento principal rotatorio a la pieza. Este tipo de elementos son llamados *elementos rotacionales*. Los elementos restantes, contruidos de platina, lámina, barras rectangulares etc. son llamados *elementos no rotacionales*. Estas clasificaciones pueden aplicarse igualmente a los elementos parcialmente formados antes del mecanizado.

12.5 FORMA DEL ELEMENTO

12.5.1 Clasificación

Como se mencionó anteriormente, las formas de los elementos pueden clasificarse en rotacionales y no rotacionales. Los componentes rotacionales son aquellos cuya forma básica puede mecanizarse en tornos, mandrinadoras, rectificadoras cilíndricas o cualquier otra máquina herramienta que aplique movimiento rotatorio principal a la pieza. Al definir las formas de un elemento como rotacional, el factor importante es el de que al mecanizar su forma básica la pieza se gira. La categoría no rotacional incluye todas las formas diferentes a las rotacionales (y por supuesto, al mecanizar su forma básica, el movimiento de la pieza es lineal). La forma básica de un elemento rotatorio es un cilindro con dimensiones suficientemente grandes para encerrar la forma final (fig. 12.1 [a]); la forma básica de un elemento no rotacional es un prisma recto rectangular con dimensiones suficientemente grandes para encerrar la forma final (fig. 12.1 [b]).

TABLA 12.2 Código geométrico desarrollado por Optiz² para la clasificación de elementos mecanizados.

clase de elemento	1er. dígito	2o. dígito	3er. dígito	4o. dígito	5o. dígito
Elementos rotacionales	0	$\frac{D}{L} \leq 0.5$	Forma exterior, elementos con forma interior	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares y dientes de engrane, forjado
	1	$0.5 < \frac{D}{L} < 3$	Forma exterior, elementos con forma interior	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares y dientes de engrane, forjado
	2	$\frac{L}{D} \geq 3$	Forma exterior, elementos con forma interior	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares y dientes de engrane, forjado
Elementos no rotacionales	3	$\frac{L}{D} \leq 2$ con desviación	Elementos con mecanizado interior y exterior de rotación	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares, dientes de engrane, forjado
	4	$\frac{L}{D} > 2$ con desviación	Elementos con mecanizado interior y exterior de rotación	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares, dientes de engrane, forjado
	5	Especial	Elementos con mecanizado interior y exterior de rotación	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares, dientes de engrane, forjado
Elementos no rotacionales	6	$\frac{A}{B} \leq 3, \frac{A}{C} \geq 4$	Elementos con mecanizado interior y exterior de rotación	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares, dientes de engrane, forjado
	7	$\frac{B}{L} > 3$ Elementos largos	Elementos con mecanizado interior y exterior de rotación	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares, dientes de engrane, forjado
	8	$\frac{A}{B} \leq 3, \frac{A}{C} \geq 4$	Elementos con mecanizado interior y exterior de rotación	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares, dientes de engrane, forjado
9	Especial	Elementos con mecanizado interior y exterior de rotación	Elementos con mecanizado interior y exterior de rotación	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares, dientes de engrane, forjado

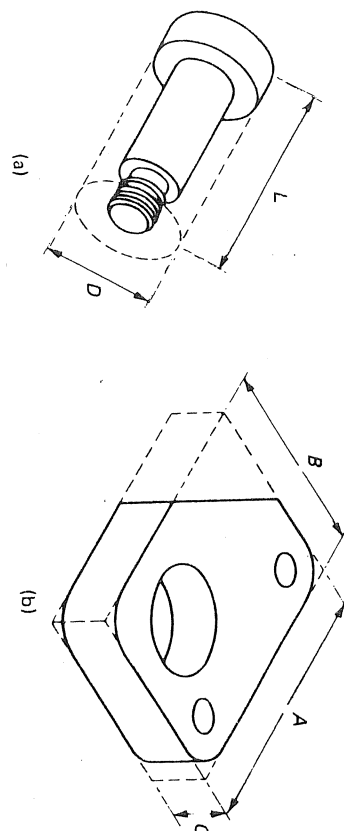


FIG. 12.1 Formas básicas de los elementos (a) Rotacional (b) No rotacional.

A) considerar el diseño para el mecanizado es importante saber de qué maneras las formas básicas pueden ser fácilmente cambiadas por los procesos de mecanizado. Antes de proceder, sin embargo, será útil describir brevemente un método de clasificar elementos desarrollados por Opitz². Este sistema de clasificación permite que los elementos sean identificados por números de código geométricos para efectos del análisis de sistemas completos de producción. Los números de código dependen de los tipos de proceso de mecanizado requeridos para producir un elemento y así proveer una base apropiada para la discusión sobre las maneras como pueden cambiarse las formas básicas con el mecanizado. El uso principal del sistema de clasificación es el de caracterizar y agrupar aquellos elementos que tienen semejanzas y requieren secuencias parecidas de operaciones de mecanizado. Esta información permite a los ingenieros de manufactura planear eficientemente la distribución de las máquinas en la fábrica para reducir el manejo y transferencia de elementos al mínimo posible. Sin embargo, también servirá al diseñador ya que él podrá *tratar de estandarizar los tipos de elementos y eliminar operaciones en los elementos que no puedan realizarse con el equipo de la compañía*.

Los números de código geométricos básicos constan de cinco dígitos, el primero de los cuales describe la clase de elemento (rotacional o no rotacional) y las proporciones de su forma general, y los otros dígitos describen las variaciones de su forma. La tabla 12.2 muestra las bases de este sistema de codificación y de los medios de determinar el primer dígito. Así, por ejemplo, si el elemento rotacional mostrado en la fig. 12.1(a) tiene una relación de longitud a diámetro $(L/D) = 2$, el primer dígito será 1; si el elemento no rotacional mostrado en la fig. 12.1(b) tiene relaciones A/B de 1.2 y A/C de 4.5, podría calificarse como un elemento plano y el primer dígito sería 6. (En un prisma rectangular el lado mayor es la longitud A y el más pequeño, C .) Los elementos con primer dígito 3 ó 4 son elementos rotacionales mecanizados a partir de formas diferentes de las cilíndricas (por ejemplo, de barra exagonal) y los que comienzan por 5 ó 9 son los que no encajan en las otras categorías. La determinación de los dígitos restantes

TABLA 12.3 Código geométrico para elementos rotacionales.*

1er. dígito	2o. dígito	3er. dígito	4o. dígito	5o. dígito
Clases de elementos	Forma exterior, elementos con forma exterior	Forma interior, elementos con forma interior	Mecanizado de superficies planas	Agujeros auxiliares y dientes de engranajes
0 Elementos rotacionales	0 Elementos sencillos no perfilados	0 Sin agujero pasante, agujero ciego	0 Sin mecanizado superficial	0 Sin agujeros auxiliares
1 $0.5 < \frac{L}{D} < 3$	1 Elementos no perfilados	1 Elementos no perfilados	1 Superficie plana exterior y/o superficie curva en una dirección	1 Aguj. axiales no relacion. por una plantilla de taladrado
2 $\frac{L}{D} \geq 3$	2 Con rosca	2 Con rosca	2 Superficies planas exteriores relacionadas entre sí por división en un círculo	2 Agujeros axiales relacionados por una plantilla de taladrado
	3 Con estría operativa	3 Con estría operativa	3 Estría exterior y/o ranura	3 Agujeros radiales no relacionados por una plantilla de taladrado
	4 Elementos no perfilados	4 Elementos no perfilados	4 Estriado exterior y/o poligonal	4 Agujeros axiales y/o radiales y/o en otras direcciones no relacionadas
	5 Con rosca	5 Con rosca	5 Superficie plana exterior y/o ranura y/o estría	5 Agujeros axiales y/o radiales y/o en otras direc. relac. por una plant. de taladrado
	6 Con estría operativa	6 Con estría operativa	6 Superficie plana interior y/o ranura	6 Dientes de engranaje recto
	7 Cono operativo	7 Cono operativo	7 Estriado interior y/o polígono	7 Dientes de engranaje cónico
	8 Rosca operativa	8 Rosca operativa	8 Estriado interior y exterior y/o ranura y/o caja, canal	8 Otros tipos de dientes
	9 Otros (> 10 diámetros)	9 Otros (> 10 diámetros)	9 Otros	9 Otros

*After Opitz,² © Verlag Wu. Girardet 1970. Reimpreso con autorización.

para los elementos que empiezan por 0, 1, 2, 6, 7, y 8 se muestra en las tablas 12.3 a 12.5.

Puede mencionarse que es posible emplear un código suplementario. Este consiste en 4 dígitos más: El primero da la dimensión básica del elemento (D) para un elemento rotacional y A para uno no rotacional, el segundo especifica el material usado, el tercero la forma previa del material, y el cuarto la precisión de las superficies mecanizadas. Para una descripción completa del sistema de clasificación debe verse la Ref. 2.

El elemento rotacional mostrado en la fig. 12.1(a) puede mecanizarse a partir de una barra, sujetando un extremo en la copa del torno, torneando los escalones y generando luego la rosca. Un segundo dígito de 2 describe esta forma (un escalón en un extremo con rosca), y dado que el elemento no tiene forma interior ni mecanizado de superficies planas ni agujeros auxiliares o dientes de engranaje el 3ro., 4to., y 5to. dígito serán 0. Así el código del elemento será 12.000. Para el elemento no rotacional mostrado en la figura 12.1 (b) un segundo dígito de 1 describe elemento plano con una desviación angular, un tercer (3ro.) dígito de 1 describe un agujero principal suave, un 4to. dígito de 0 describe el no mecanizado de superficies planas y un quinto (5to.) dígito de 3 describe un elemento sin dientes de engranaje y dos o más agujeros taladrados en una dirección relacionadas por un patrón de taladrado. Así, el código de este elemento sería 61103. Debe anotarse que el redondeado de las esquinas de la forma rectangular básica se ignora al definir el código geométrico.

Puede verse en estos breves ejemplos que el sistema de codificación se basa en las técnicas de mecanizado más comunes, usadas para alterar la forma inicial de la pieza. Algunas de estas serán descritas a continuación y ayudarán a ilustrar las reglas de diseño para elementos mecanizados.

12.5.2 Elementos rotacionales [$(L/D) \leq 0.5$]

Los elementos rotacionales en los que la relación longitud a diámetro es menor o igual a 0.5 tienen un primer dígito de 0 y pueden clasificarse como discos.

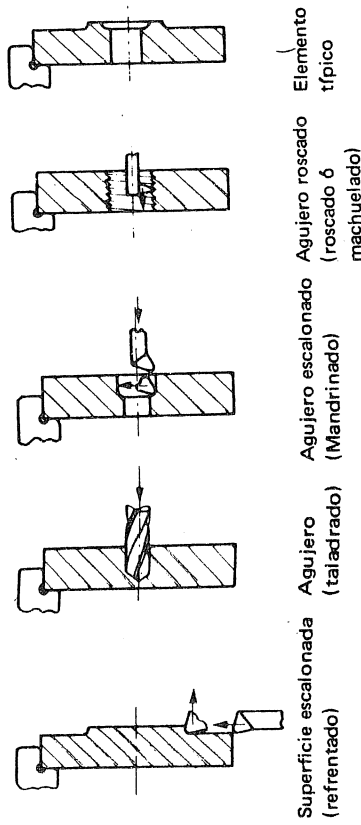


FIG. 12.2 Algunas maneras de mecanizar una pieza con forma de disco.

TABLA 12.4 Segundo dígito* del código geométrico para elementos no rotacionales planos y largos.†

1er. dígito		2o. dígito		1er. dígito		2o. dígito	
Clase de elemento		Forma general		Clase de elemento		Forma general	
6	Elementos planos $\frac{A}{B} < 3, \frac{A}{C} > 4$	0	Rectangular	0	Rectangular	0	Rectangular
		1	Rectangular con una desviación (ángulo recto o triangular)	1	Rectangular con una desviación (ángulo recto o triangular)	1	Rectangular con una desviación (ángulo recto o triangular)
		2	Rectangular con desviaciones angulares	2	Cualquier forma plana diferente a las de 0 a 3	2	Cualquier forma plana diferente a las de 0 a 3
		3	Rectangular con desviación circular	3	Rectangular	3	Rectangular
		4	Cualquier forma plana diferente a las de 0 a 3	4	Rectangular con desviación (ángulo recto o triangular)	4	Rectangular con una desviación (ángulo recto o triangular)
		5	Elementos planos, rectangulares o en ángulo recto con pequeñas desviaciones debidas a fundición, soldadura, forjado.	5	Elementos planos, rectangulares o en ángulo recto con pequeñas desviaciones debidas a fundición, soldadura, forjado.	5	Elementos planos, rectangulares o en ángulo recto con pequeñas desviaciones debidas a fundición, soldadura, forjado.
6	Elementos planos, redondos o de cualquier forma diferente a la posición 5	6	Elementos planos, redondos o de cualquier forma diferente a la posición 5	6	Elementos planos, redondos o de cualquier forma diferente a la posición 5	6	Elementos planos, redondos o de cualquier forma diferente a la posición 5
7	Elementos planos regularmente curvados o abombados	7	Elementos planos regularmente curvados o abombados	7	Elementos planos regularmente curvados o abombados	7	Elementos planos regularmente curvados o abombados
8	Elementos planos irregularmente curvados o abombados	8	Elementos planos irregularmente curvados o abombados	8	Elementos planos irregularmente curvados o abombados	8	Elementos planos irregularmente curvados o abombados
9	Otros	9	Otros	9	Otros	9	Otros

*Para los dígitos 3°, 4° y 5°, ver la tabla 12.5.
Según Optiz, © Verlag Wu. Girardet 1970. Reimpreso con autorización.

TABLA 12.5 Código geométrico para elementos cúbicos.*

1er. dígito	2o. dígito	3er. dígito	4o. dígito	5o. dígito
Clase de elemento	Forma general		Mecanizado de superficies planas	
<div> <div>Elementos no rotacionales</div> <div>7</div> <div>8</div> </div> <div> <div>Elementos Cúbicos</div> <div>$\frac{A}{B} < 3, \frac{A}{C} < 4$</div> </div>	0	0 Sin agujeros ni mecanizado rotacional	0 Sin mecanizado superficial	Sin agujeros auxiliares, dientes de engranaje ni forjado
	1	1 Un agujero principal, suave	1 Achaflanados operati- (preparación para soldadura)	1 Agujeros taladrados en una dirección solamente
	2	2 Un agujero principal escalonado en uno o ambos extremos	2 Una superficie plana	2 Agujeros taladrados en más de una dirección
	3	3 Un agujero principal con elementos de forma	3 Superficies planas escalonadas	3 Agujeros taladrados en una direcc. solamente
	4	4 Dos agujeros principales paralelos	4 Superficies planas escalonadas en ángulo recto, inclinadas o/y opuestas	4 Agujeros taladrados en más de una dirección
	5	5 Varios agujeros principales, paralelos	5 Estría y/o ranura	5 Forjado sin agujeros auxiliares
	6	6 Varios agujeros principales no paralelos	6 Estría y/o ranura y 4	6 Forjado con agujeros auxiliares
	7	7 Superficies anulares mecanizadas, ranuras anulares	7 Superficie curva	7 Con dientes de engranaje, sin agujeros auxiliar(es)
	8	8 7 - agujero(s) principal(es)	8 Superficies de guía	8 Con dientes de engranaje, con agujero(s) auxiliar(es)
	9	9 Otros	9 Otros	9 Otros

* Según Opitz ² Verlag Wu. Girardet 1970. Reimpreso con autorización.

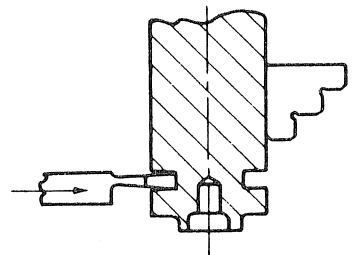


FIG. 12.3 Tronzado de elementos terminados de material en barra.

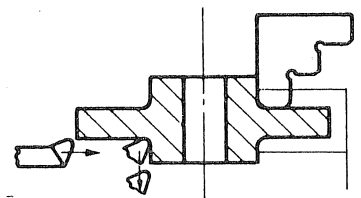


FIG. 12.4 Mecanizado de elementos escalonados en ambos extremos.

Dificultad de mantener concentricidad de estas superficies

Para diámetros hasta aproximadamente 300 mm (12 pulg) la pieza puede sujetarse generalmente en la copa de un torno; para diámetros mayores sería necesario sujetarla en la mesa de un torno vertical. Las operaciones más simples que podrían realizarse serían el refrentado de la cara expuesta y el taladro, mandrinado y roscado de un agujero concéntrico. Todas estas operaciones pueden realizarse en una máquina con una sola sujeción de la pieza (fig. 12.2). El hecho de que ni la cara no expuesta, ni el mecanizado total de la superficie cilíndrica exterior puedan realizarse lleva a una guía general para el diseño: Si es posible, diseñe el elemento de tal manera que no sea necesario mecanizar las superficies no expuestas de la pieza cuando esta se encuentre sujeta en el dispositivo de la máquina. También, los diámetros de las formas exteriores deben crecer gradualmente y los diámetros de las formas internas deben decrecer gradualmente de la cara expuesta.

Por supuesto, con los ejemplos mostrados en la fig. 12.2 probablemente sería necesario invertir la pieza en la copa para mecanizar la cara opuesta. Sin embargo, si su diámetro fuera menor de 50 mm (2 pulg) las superficies deseadas podrían mecanizarse probablemente en el extremo de un pedazo de material en barra y separarse el elemento por una operación de tronzado (fig. 12.3). Debe recordarse que cuando una pieza debe invertirse en la copa, es muy difícil mantener la concentricidad de sus formas (fig. 12.4).

Consideraciones adicionales a los procesos de mecanizado de las figs. 12.2 y 12.3 llevan a conclusiones sobre el diseño de elementos rotacionales. Primero, debe notarse que debido a que las guías en un torno están dispuestas paralelas o perpendiculares al eje de la rotación de la pieza, las superficies más fáciles de generar son las cilíndricas concéntricas y las superficies planas normales al eje de la pieza. Con la excepción de pequeños conos y chaflanes que pueden eliminarse con el carro superior del torno, los otros tipos de superficies deben eliminarse si es posible. Sin embargo, algunas veces, es necesario mecanizar una superficie cónica (fig. 12.5[a]) y este proceso requiere el uso del accesorio copiador de conos

lo que incrementa los costos de producción. Las superficies cuya sección es curva requieren herramientas de formas especiales, (fig. 12.5[a]) y no se justifican a menos que se vayan a fabricar gran cantidad de elementos.

Cuando las superficies mecanizadas se cortan formando un filo, este es agudo pero en una esquina interna toma forma redondeada según la forma de la punta de la herramienta. Así, el diseñador *debe especificar siempre los radios de las esquinas interiores. Cuando dos caras que se cortan forman asiento para otro elemento en el ensamblaje final, la esquina correspondiente en el segundo elemento debe achaflanarse para permitir el correcto asentamiento.* (fig. 12.6). El achaflanado presenta muy poca dificultad en las operaciones de mecanizado y no afecta el código geométrico de los elementos.

En los elementos rotacionales existen operaciones que deben realizarse con máquinas diferentes a las que proporcionan movimiento rotacional a la pieza. El lote de piezas que requieran este tipo de operaciones debe entonces ser almacenado y posteriormente transferido a otra máquina herramienta que puede estar en otro lugar de la fábrica. Este almacenamiento y transporte de piezas de un lado para otro en una fábrica presenta un problema organizativo de mucha importancia y eleva considerablemente los costos de manufactura. Así, *si es posible, los elementos deben diseñarse para ser mecanizados en una sola máquina herramienta.*

En los elementos rotacionales pueden requerirse también operaciones de mecanizado plano. Tales operaciones pueden realizarse en una limadora (cepillo o mortajadora) o una fresadora. Un ejemplo típico sería un chavetero en el agujero de una de las partes con forma de disco analizadas en esta sección, y que podría fácilmente mecanizarse en una limadora, como se muestra en la figura 12.7. Finalmente pueden requerirse los agujeros auxiliares (aquellos que no son concéntricos con el eje de la pieza) y dientes de engranaje. Los primeros pueden mecanizarse en una taladradora y generalmente forman una serie como se muestran

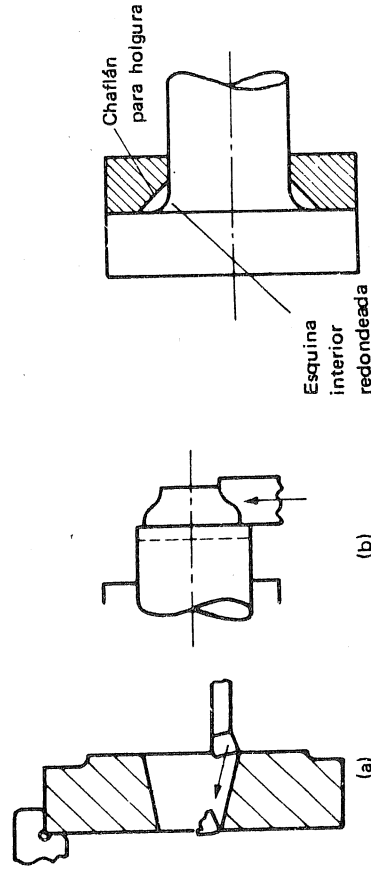


FIG. 12.5 Mecanizado de superficies de formas especiales (a) Mecanizado de un cono; (b). Torneado de forma.

FIG. 12.6 Esquinas redondeadas y chafilanes.

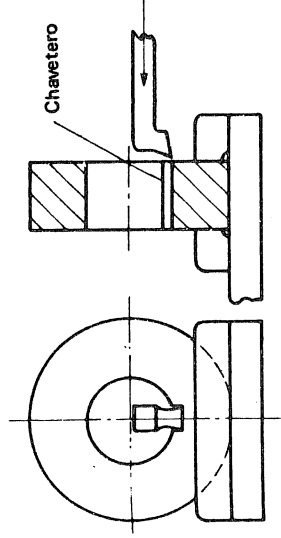


FIG. 12.7 Mecanizado de un chavetero en la limadora.

en fig. 12.8. Debe notarse que los agujeros auxiliares axiales son generalmente los más fáciles de mecanizar por que una de las superficies planas de la pieza puede usarse para orientarla en la superficie de sujeción.

Así, *el diseñador debe eliminar los agujeros auxiliares inclinados respecto al eje de la pieza.* Los dientes de engranaje pueden generarse en una máquina dentadora especial y este proceso es generalmente lento y costoso.

12.5.3 Elementos rotacionales [$0.5 < (L/D) < 3$]

La clase de elementos rotacionales que tienen relación de longitud a diámetro entre 0.5 y 3 son llamados *elementos cilíndricos cortos*. Ellos tienen un primer dígito de uno (1) y son los más apropiados para mecanizarse en tornos comunes o en tornos revólver. El material generalmente es en barra y los elementos deben separarse por tronzado como se muestra en la fig. 12.3. Toda la superficie exterior de los elementos de este tipo puede mecanizarse sin interferencia de las mordazas de la copa. Sin embargo *es importante en estos elementos que el diseñador asegure (si es posible) que los diámetros de un agujero interior escalonado disminuyan a partir del extremo expuesto de la pieza (fig. 12.9) y que no se requieran ranuras ni entalles en la superficie producida en la operación de tronzado*

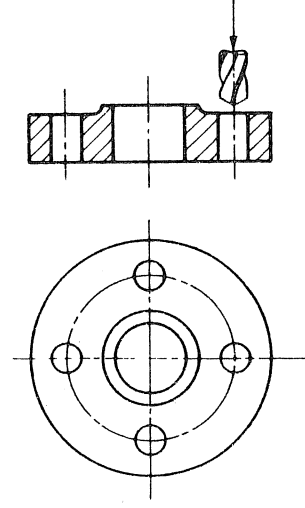


FIG. 12.8 Mecanizado de un conjunto de agujeros auxiliares.

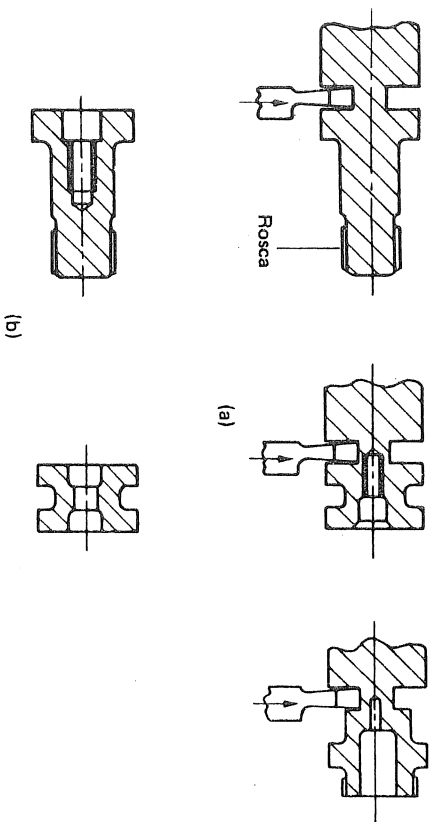


FIG. 12.9 Elementos mecanizados a partir de material en barra. (a) Elementos que pueden tronzarse completos. (b) Elementos que no pueden tronzarse completos.

12.5.4 Elementos rotacionales [$(L/D) \leq 3$]

Estos elementos son llamados *elementos cilíndricos largos*. Tienen un primer dígito de 2 y deben mecanizarse en un torno. Pueden sujetarse entre puntos o con la copa y el punto. Si la relación L/D es muy grande, la flexibilidad de la pieza crea problemas debido a las fuerzas generadas durante el mecanizado. Así, el diseñador debe *asegurar que la pieza cuando se monta en los dispositivos de sujeción sea lo suficientemente rígida para soportar las fuerzas de mecanizado*.

Cuando un elemento rotacional debe sujetarse por ambos extremos para mecanizar las superficies exteriores, las interiores no pueden mecanizarse al mismo tiempo. En cualquier caso con elementos esbeltos los agujeros concéntricos tienen necesariamente relaciones L/D muy largas y son difíciles de producir. Así, el diseñador debe tratar de eliminar la especificación de superficies internas para elementos que tengan relaciones L/D grandes.

Una especificación común en un elemento cilíndrico largo es un chavetero o estría. El primero puede hacerse en una fresadora vertical con una fresa de vástago para chaveteros (fig.12.10[a]) o en una fresadora horizontal con una fresa del tipo de disco con tres filos (figs.12.10 [b]). Pueden notarse que la forma del final del chavetero está determinada por el tipo de fresa usada y que el diseñador al especificar esta forma, especifica el proceso de mecanizado.

Antes de discutir las maneras de cambiar las formas básicas no rotacionales se deben mencionar algunas operaciones indeseables en elementos rotacionales. Estas operaciones indeseables pueden dividirse en:

1. Operaciones imposibles de realizar.
2. Operaciones extremadamente difíciles de realizar que requieren el uso de herramientas especiales o dispositivos.

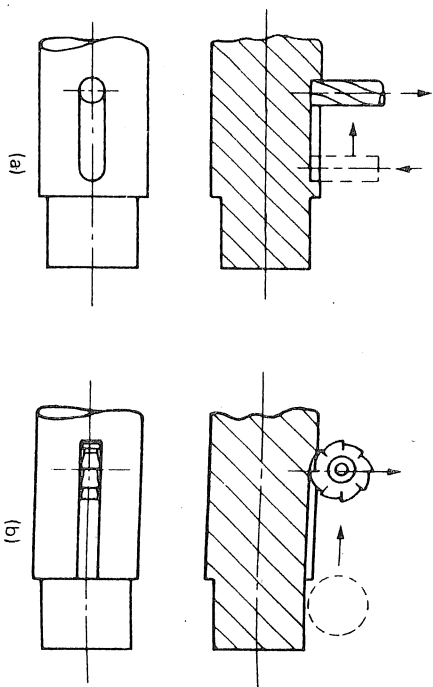


FIG. 12.10 Mecanizado de un chavetero. a) Fresado vertical; b) fresado horizontal

3. Operaciones que pueden realizarse con herramientas normalizadas pero son muy costosas.

- Al considerar los aspectos de un diseño en particular debe anotarse que:
1. Las superficies por mecanizar deben ser accesibles cuando la pieza se monta en el dispositivo de sujeción.
 2. Cuando se mecaniza la superficie de la pieza, la herramienta y el dispositivo de sujeción no deben interferir con las superficies restantes de la pieza.

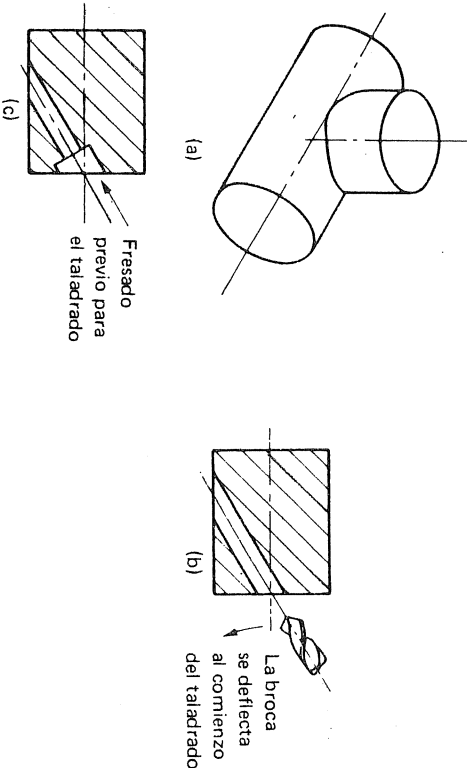


FIG. 12.11 Dificultades que surgen cuando se especifican superficies cilíndricas no concéntricas. a) Imposible de mecanizar; b) difíciles de mecanizar; c) pueden mecanizarse en una taladradora.

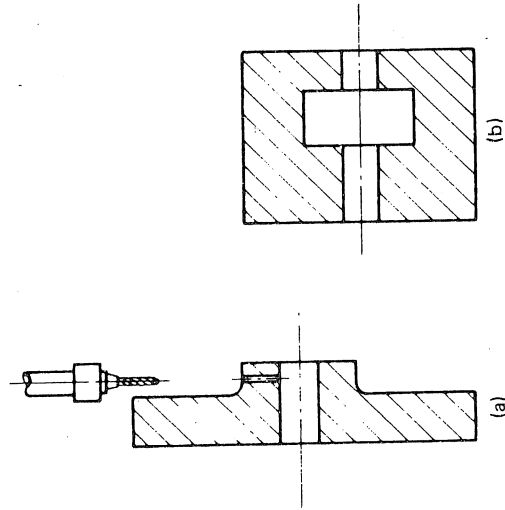


FIG. 12.12 Operaciones que deben eliminarse en elementos rotacionales. (a) Se requiere broca especial para taladrar agujero radial; (b) vaciado interior imposible de mecanizar.

La fig. 12.11 (a) muestra un ejemplo de un elemento con superficies externas imposibles de mecanizar, debido a que al trabajar una de las superficies cilíndricas, la herramienta va a interferir con la otra superficie; la fig. 12.11 (b) muestra un elemento que sería extremadamente difícil de mecanizar en un torno porque cuando se taladra la pieza deberá sujetarse en un dispositivo especial. Aun si se transfiriera la pieza a una taladradora (con un costo adicional) sería necesario un fresado previo (fig. 12.11 (c)) para prevenir la deflexión de la broca al comienzo del taladrado.

La fig. 12.11 también ilustra las dificultades que pueden surgir cuando se especifican superficies cilíndricas no concéntricas.

La figura 12.12 muestra dos ejemplos donde la herramienta o el porta herramienta pueden interferir con otras superficies en la pieza. El pequeño agujero radial mostrado en la fig. 12.12 (a) es difícil de mecanizar debido a la broca especialmente larga que requiere. El vaciado interno que se señala en la fig. 12.12 (b) no puede realizarse por ser imposible diseñar una herramienta que pueda pasar a través del agujero.

La fig. 12.13 (a) muestra una rosca continua hasta un escalón. Esto es imposible debido a que al desembragar el carro del tornillo patrón al final de cada pasada, la herramienta genera una ranura circular en la pieza. Es necesario hacer una ranura de salida (fig. 12.13 (b)) para que la herramienta al salir tenga espacio libre y no interfiera con las superficies mecanizadas restantes.

La Tabla 12.6 resume las operaciones en piezas rotacionales, fáciles de realizar. Debe tenerse en cuenta que, sin embargo, la relativa dificultad de algunas de

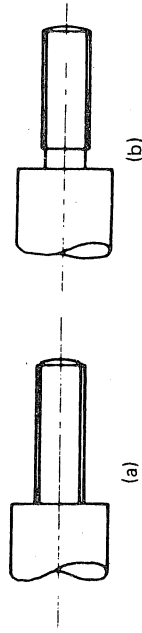


FIG. 12.13 Localización de una ranura de salida para roscas. (a) Incorrecta; (b) correcta.

ellas reside en la relación L/D . Por ejemplo, los mecanismos internos son más fáciles de realizar cuando L/D es pequeña, va aumentando en dificultad a medida que la relación crece. También los elementos de sección delgada se vuelven flexibles y difíciles de sujetar firmemente; de ahí que *donde sea posible deben eliminarse las relaciones L/D , muy pequeñas o muy grandes*. En general las especificaciones de la tabla 12.6 están colocadas en orden creciente de costo de mecanizado.

La Tabla 12.7 resume las especificaciones de piezas rotacionales que son más costosas de mecanizar; también se enuncian en orden aproximadamente creciente de costo de mecanizado. *Las especificaciones de las tablas 12.6 y 12.7 deben ser examinadas cuidadosamente por el diseñador en la búsqueda de un diseño alternativo que ahorre costos de manufactura.*

12.5.5 Elementos no rotacionales [$(A/B) \leq 3$, $(A/C) \geq 4$]

Estos elementos son llamados *elementos planos* y tienen un primer dígito de 6. *Los elementos planos extremadamente delgados deben eliminarse debido a la dificultad de sujetar la pieza en el mecanizado de superficies externas*. Muchos elementos planos deben mecanizarse a partir de platina o lámina y requieren mecanizado previo de los filos externos. Estos pueden mecanizarse en una fresadora vertical o en una horizontal. La fig. 12.14 señala las formas más simples que pueden generarse en un filo de un elemento plano. Puede verse que las *esquinas interiores deben tener igual radio que la fresa usada*.

En general el diámetro mínimo de las fresas para fresado horizontal (alrededor de 50 mm [2 pulgadas]) para una máquina promedio es mucho mayor que el diámetro mínimo de las fresas para fresado vertical (alrededor de 12 mm [0.5 pulg.]). Así, los radios internos pequeños requieren el fresado vertical. Sin embargo, como puede verse en la fig. 12.14, una pieza plana que debe mecanizarse en toda su periferia se sujeta en general con tornillos a la mesa de la máquina junto con un espaciador, bajo la pieza, más pequeño que el elemento terminado. Estos medios de sujeción requieren al menos dos agujeros para tornillos en la pieza. En el fresado horizontal la pieza puede sujetarse en una prensa. Los movimientos de la mesa en las fresadoras son generalmente paralelos y perpendiculares al husillo y de esa manera las superficies perpendiculares entre sí, son las más fáciles de generar. Las superficies inclinadas que se señalan en la fig. 12.14 son más difíciles de mecanizar debido a que la pieza debe reubicarse para este propósito.

TABLA 12.6 Operaciones de fácil realización en elementos rotacionales

Máquina	Tipo de superficie	Orientación y naturaleza de la superficie	Ejemplo
Torno o torno vertical	Superficies externas (expuestas cuando la pieza se sujeta en el dispositivo)	Superficies cilíndricas concéntricas crecientes en diámetro a partir de la cara expuesta de la pieza.	
		Superficies planas normales al eje de la pieza	
	Superficies internas (accesibles cuando la pieza se sujeta en el dispositivo)	Superficies cilíndricas concéntricas, decrecientes en diámetro a partir de la cara expuesta de la pieza	
		Superficies planas normales al eje de la pieza	
Taladradora	Agujeros auxiliares	Agujeros cilíndricos radiales o paralelos al eje de la pieza y en posiciones accesibles	
Fresadora o limadora	Superficies planas auxiliares	Superficies planas paralelas al eje de la pieza y en posiciones accesibles	

TABLA 12.7 Operaciones costosas de realizar en elementos rotacionales.

Máquina	Tipo de superficie	Orientación y naturaleza de la superficie	Ejemplo
Torno o torno vertical	Superficies externas (concéntricas)	Rosca, ranura operativa, superficie cónica	
		Rosca operativa	
	Superficies internas (concéntricas)	Rosca, ranura operativa, superficie cónica	
		Rosca operativa	
Fresadora o brochadora	Superficies planas auxiliares	Sección estriada o poligonal exterior; sección estriada pasante o poligonal interior	
Taladradora	Agujeros auxiliares	Agujeros cilíndricos no paralelos o perpendiculares al eje de la pieza pero en posiciones accesibles	
Generadora de engranajes	Dientes de engranaje	Dientes de engranaje concéntricos	

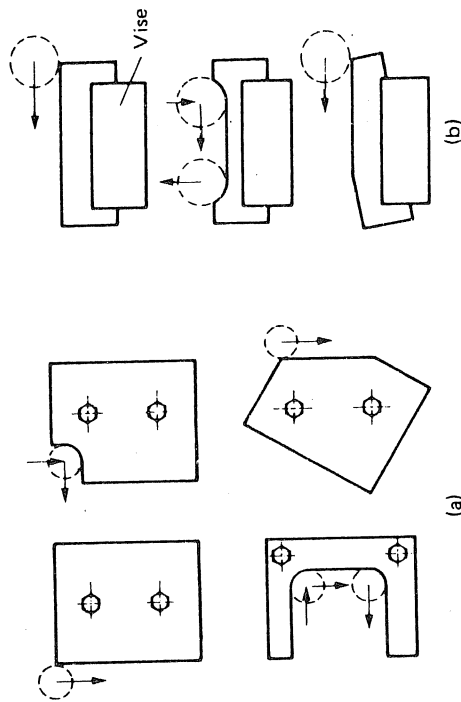


FIG. 12.14 Fresado de formas externas en elementos planos. (a) Fresado vertical (vista de planta); (b) Fresado horizontal (vista frontal).

Quando se requieren elementos planos en lotes razonablemente grandes, los costos de manufactura pueden reducirse en forma apreciable por el mecanizado simultáneo de un grupo de piezas. La limadora puede usarse para este caso (fig. 12.15[a]) y permite una gran variedad de formas externas por las menores limitaciones en el radio de las esquinas internas. También pueden emplearse fresas de forma para fresado horizontal en el caso de piezas que se requieran en grandes cantidades y que puedan montarse en grupo (fig. 12.15[b]).

Algunas veces se requieren en estas piezas agujeros grandes (agujeros principales) que son generalmente normales a las dos superficies mayores del elemento y requieren mecanizado por mandrinado. Esta operación puede realizarse en un torno (fig. 12.16[a]), donde la pieza se sujetará en un plato, o en un torno vertical, (fig. 12.16[b]) en donde se sujeta con tornillos a la mesa giratoria. Para piezas pequeñas, sin embargo, donde se requiere precisión elevada se emplea una taladradora similar a una fresadora vertical pero el husillo se avanza verticalmente y puede alojar una herramienta de mandrinar (fig. 12.16[c]). De estos ejemplos puede verse que *donde sea posible, los agujeros principales deben ser cilíndricos y normales a la base del elemento*. Puede además notarse que se necesita un espaciador entre la pieza y la superficie de sujeción.

El tipo siguiente de operaciones secundarias de mecanizado trata sobre la realización de una serie de superficies planas (Representados por el cuarto dígito en el código geométrico). Este incluye el mecanizado de escalones, ranuras, etc. en una de las superficies mayores de la pieza. *Si es posible, el mecanizado de superficies planas debe restringirse solamente a una superficie del elemento*, eliminando en esta forma la necesidad de reubicar la pieza. Las superficies planas pueden mecanizarse en fresadoras, limadoras, o en caso de piezas muy grandes (como bancadas de máquinas), en cepilladoras. La fig. 12.17 muestra varias operaciones de

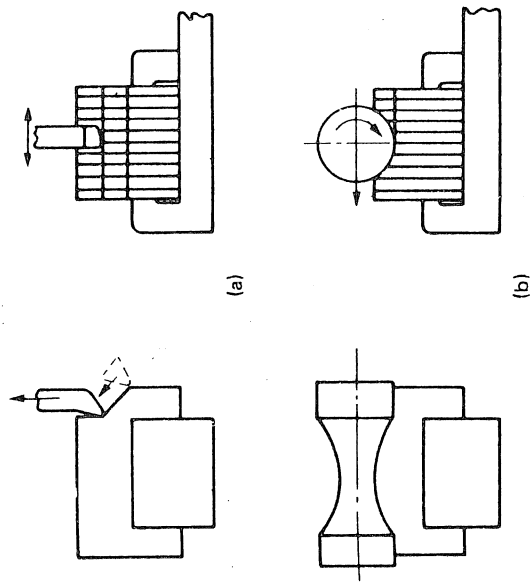


FIG. 12.15 Mecanizado de piezas en grupo. (a) Cepillado en limadora; (b) fresado horizontal.

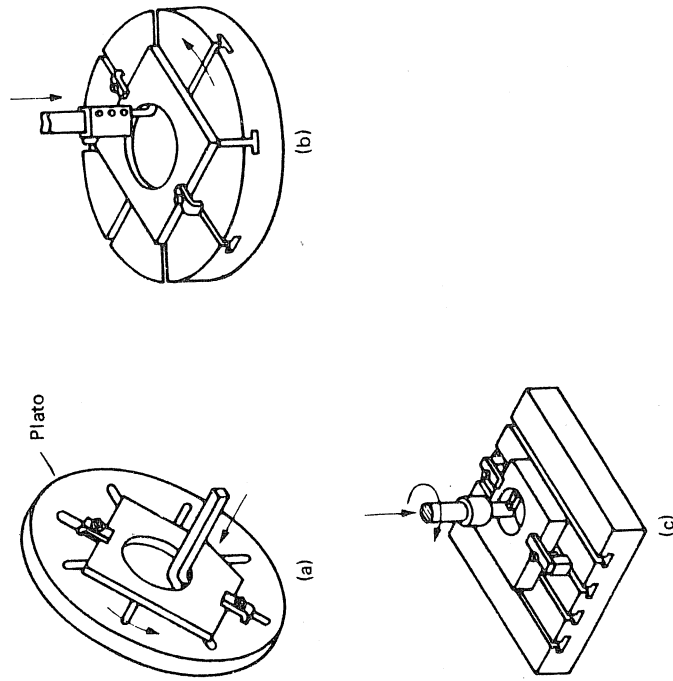


FIG. 12.16 Mecanizado de agujeros principales en piezas no rotacionales. (a) Torno; (b) torno vertical; (c) taladradora de plantillas.

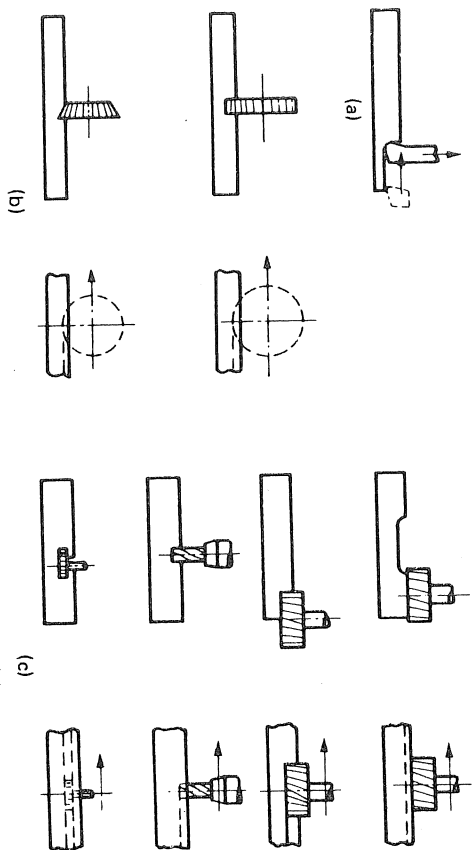


FIG. 12.17 Mecanizado de superficies planas para elementos planos. (a) Copiado horizontal; (b) fresado horizontal; (c) fresado vertical.

mecanizado de superficies planas; puede notarse que *estas deben ser, si es posible, paralelas a la base del elemento. Además, no es necesario especificar el radio de las esquinas para operaciones de fresado*, pues las esquinas de los dientes de las fresas generalmente son agudas.

Finalmente, pueden requerirse agujeros auxiliares en los elementos planos, como en el caso de los elementos rotacionales con forma de disco (fig. 12.8); y estos se mecanizan generalmente en una taladradora. Los requerimientos son semejantes a los de un elemento rotacional con forma de disco. Así, los agujeros auxiliares deben, si es posible, ser cilíndricos y normales a la base del elemento y preferiblemente guiados con una plantilla con el fin de simplificar el posicionamiento de la pieza para el taladrado.

12.5.6 Elementos no rotacionales [$(A/B) > 3$]

Estos son llamados *elementos largos*, tienen un primer dígito de 7 y pueden a menudo mecanizarse a partir de material en barra rectangular o cuadrada. Los *elementos extremadamente largos deben eliminarse* debido a las dificultades de sujeción. Las operaciones de mecanizado más comunes son el taladrado y el fresado. Por razones obvias, los agujeros mandrinados deben eliminarse porque la pieza no puede girar al rededor del eje requerido. Además *las superficies mecanizadas paralelas al eje principal del elemento deben eliminarse* debido a las dificultades de sujeción de la longitud total de la pieza. En su lugar el diseñador debe, *si es posible, utilizar material preformado en la sección requerida*.

12.5.7 Elementos no rotacionales [$(A/B) < 3$, $(A/C) < 4$]

Estos elementos se clasifican como elementos cúbicos, tienen un primer dígito de 8 y pueden ser a menudo de forma complicada. Los *elementos cúbicos de-*

ben proveerse al menos, de una superficie plana que pueda inicialmente ser rectificada o fresada para dar una base para efecto de la sujeción y como referencia para operaciones posteriores.

Si es posible, las superficies mecanizadas externas del elemento deben constar de una serie de superficies planas perpendiculares entre sí y paralelas o normales a su base. De esta manera, después de mecanizada la base, las otras operaciones deben realizarse con un mínimo de reubicación de la pieza. Lá fig. 12.18 señala, por ejemplo, una pieza cúbica donde las superficies externas expuestas pueden mecanizarse en una fresadora vertical sin reubicación. De esta gráfica puede deducirse que pueden lograrse fácilmente aristas agudas, internas y paralelas a la base pero que *deben eliminarse las aristas agudas, internas y normales a la base*.

La pieza que se muestra en la fig. 12.18 tiene forma de bloque. Sin embargo, muchos elementos cúbicos tienen esa forma y algunos son divididos con bridas para permitir que las dos partes puedan sujetarse entre sí por medio de tornillos. Cuando esta unión se da en un agujero principal, este se mecaniza con las dos mitades atornilladas, generalmente en la mandrinadora. Para facilidad de mecanizado las superficies cilíndricas interiores deben ser concéntricas y decrecer en el diámetro a partir de las superficies expuestas de la pieza. Además, donde sea posible, los agujeros ciegos deben eliminarse porque en el mandrinado la barra debe generalmente pasar a través de la pieza. Las superficies internas mecanizadas en un componente cúbico con forma de caja deben eliminarse a menos que el diseñador esté seguro de que son accesibles.

Con elementos cúbicos pequeños es posible mecanizar cajas o superficies interiores usando una fresa de vástago para chaveteros, como se muestra en la fig.

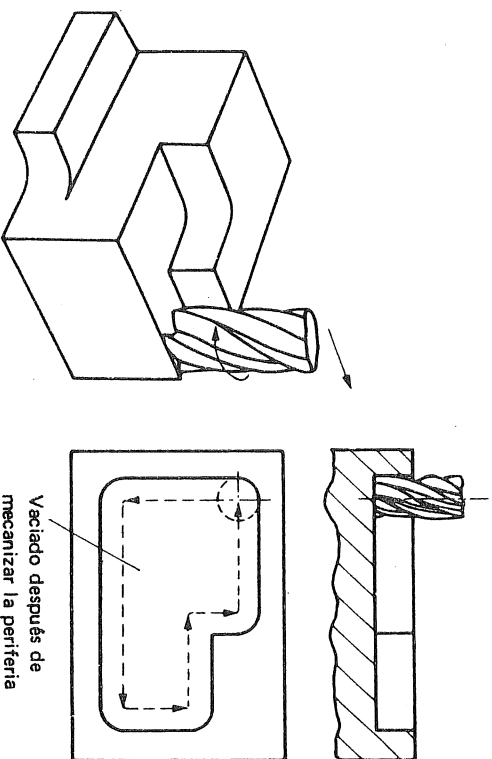


FIG. 12.18 Fresado de una superficie exterior de una pieza cúbica. Vaciado después de mecanizar la periferia.

FIG. 12.19 Fresado de una caja en una pieza cúbica con forma de bloque.

12.19. Nuevamente puede verse que *las aristas internas normales a la base de la pieza deben tener radio igual al de la fresa*. Además, se usará la misma fresa para el vaciado, pues si la fresa es pequeña, mayor será el tiempo de la operación. De tal manera los costos de la operación están asociados con el radio de las aristas verticales internas. Así, *las aristas interiores normales a la base de la pieza, deben tener un radio tan grande como sea posible*.

Finalmente, los elementos cúbicos tendrán a menudo una serie de agujeros auxiliares. *Los agujeros auxiliares deben ser cilíndricos y normales o paralelos a la base del elemento; ellos deben estar también en posiciones accesibles y tener relaciones L/D que hagan posible el taladrado con brocas normales*. En general estas brocas pueden producir agujeros con L/D hasta 5.

La figura 12.20(a) muestra ejemplos de operaciones que serían difíciles y costosas de realizar en elementos no rotacionales. En el primer caso se muestran las aristas verticales agudas; esto no puede lograrse con herramientas normales. En el segundo caso el agujero pasante tiene una relación L/D extremadamente grande y sería difícil de producir aún con técnicas de taladrado profundo. La fig. 12.20(b) muestra ejemplos de especificaciones virtualmente imposibles de obtener debido a que no puede diseñarse la herramienta apropiada para alcanzar todas las superficies internas. La figura 12.21 señala el diseño de algunos agujeros ciegos. Una broca estándar produce un agujero con extremo cónico y el mecanizado de un extremo cuadrado requiere una herramienta especial. Así, *el extremo de un agujero ciego debe ser cónico*. Si el agujero va a ser roscado, deberá hacerse con machuelo y *el diseñador no debe especificar una rosca hasta el fondo del agujero ciego* pues esta es imposible de producir.

Los *agujeros cruzados o curvos deben eliminarse en lo posible*. Un agujero curvo (fig. 12.21) es claramente imposible de mecanizar; sin embargo taladrando

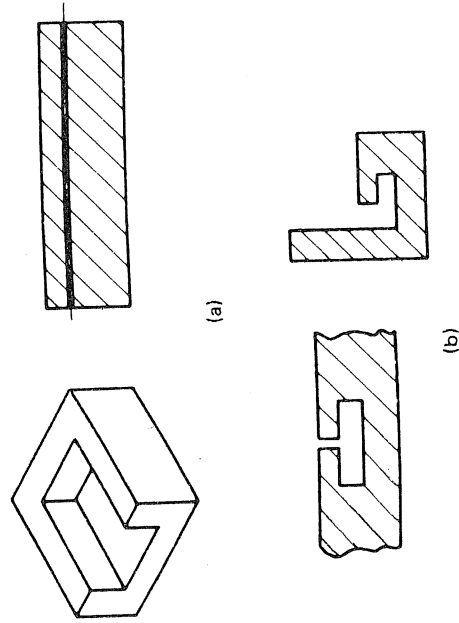


FIG. 12.20 Especificaciones de diseño que deben eliminarse en elementos no rotacionales.

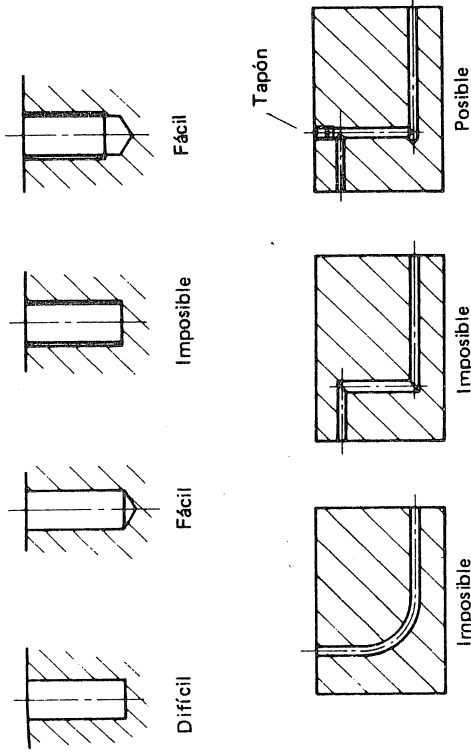


FIG. 12.21 Diseño de agujeros ciegos.

una serie de agujeros y taponando las salidas no deseadas puede lograrse el efecto deseado, aunque esta operación es costosa.

Finalmente, la fig. 12.22 señala un ejemplo de un elemento cúbico en forma de caja con especificaciones internas que no pueden mecanizarse por inaccesibles.

La tabla 12.8 resume las especificaciones relativamente fáciles de lograr en pieza no rotacional y en orden creciente de costos; la tabla 12.9 presenta las especificaciones que serían más costosas y que deben eliminarse en lo posible. Nuevamente debe recordarse que la dificultad relativa depende de las proporciones del elemento.

12.6 ENSAMBLE DE ELEMENTOS

La mayoría de los elementos mecanizados deben ensamblarse eventualmente y el diseñador debe tener en consideración el proceso de ensamblaje. El primer requisito es, por supuesto, *que sea físicamente posible ensamblar los elementos*.

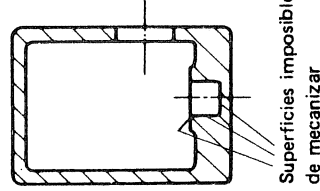


FIG. 12.22 Especificaciones internas inaccesibles en un elemento cúbico en forma de caja.

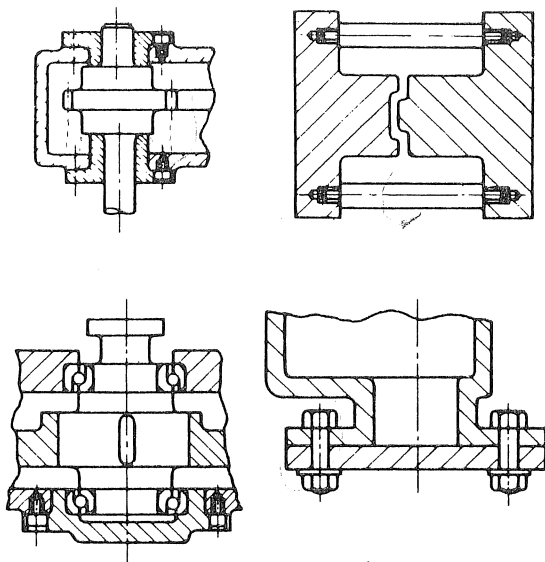


FIG. 12.23 Elementos que no pueden ser ensamblados.

Obviamente la rosca de un perno o tornillo debe ser la misma en el agujero rosca-do donde debe entrar el tornillo. Algunos problemas de ensamblaje, sin embargo, no son tan obvios. La fig. 12.23 muestra algunos casos de ensamblaje imposible y se deja al lector decidir por qué los elementos no pueden ensamblarse apropiadamente. Otro requisito es que *cada superficie operativa mecanizada de un elemento debe tener una superficie mecanizada correspondiente en el elemento complementario*. Por ejemplo, cuando las bridas de piezas fundidas van a ser sujetas por tornillos, el área que está al rededor de los tornillos debe mecanizarse perpendicular al agujero para permitir un asentamiento apropiado a las cabezas de los tornillos, tuercas y arandelas. Además, *las aristas interiores no deben interferir con la arista exterior del elemento correspondiente*. Las figs. 12.6 y 12.13 son ejemplos de cómo debe eliminarse la interferencia. Finalmente, una especificación incorrecta de las tolerancias o la sobredeterminación de las partes ensambladas, pueden hacer difícil el ensamblaje y aún imposible. Estos temas se tratarán en este capítulo bajo los títulos de "Precisión y acabado superficial" y "Diseño Cinemático" respectivamente.

12.7 PRECISION Y ACABADO SUPERFICIAL

Un diseñador no desea generalmente especificar una superficie precisa con un acabado basto, o una superficie imprecisa con un acabado suave. Cuando se determinan la precisión y el acabado de las superficies mecanizadas es necesario tener en cuenta la función asociada con la superficie. La especificación de tolerancias muy cerradas o superficies demasiado pulidas es una de las mejores formas

TABLA 12.8 Operaciones fáciles de realizar en elementos no rotacionales.

Máquina	Tipo de superficie	Orientación y naturaleza de la superficie	Ejemplo
Fresadora, limadora o cepilladora	Superficies externas (expuestas cuando la pieza se sujeta en el dispositivo)	Superficies planas paralelas y normales a la base con esquinas interiores no cuadradas normales a la base	
	Mecanizado de superficies planas (en superficies expuestas cuando la pieza se sujeta en el dispositivo)	Estrías o ranuras rectangulares, paralelas a la base	
Taladradora	Agujeros auxiliares	Agujeros cilíndricos pasantes normales a la base, agujeros cilíndricos ciegos con extremos cónicos	
Torno, torno vertical, taladradora de plantillas o mandrinadora	Agujeros principales	Agujeros cilíndricos paralelos o normales a la base y decrecientes en diámetro a partir de la cara expuesta de la pieza	

en que un diseñador puede añadir costos innecesarios a los costos de manufactura. Tales especificaciones pueden, por ejemplo, necesitar un proceso de acabado, tal como el rectificado cilíndrico después de un torneado de desbaste, donde hubiera bastado una precisión y acabado adecuados en el mismo torno usado para el desbaste. Así, el diseñador debe *especificar las tolerancias más amplias y el acabado más bajo que den rendimiento aceptable a las superficies operativas.*

Como una guía de la dificultad del mecanizado dentro de tolerancias requeridas puede establecerse que:

1. Las tolerancias de 0.127 a 0.25 mm (0.005 a 0.01 pulg.) son fáciles de obtener.
2. Las tolerancias de: 0.025 a 0.05 mm (0.001 a 0.002 pulg.) son algo más difíciles de obtener e incrementan los costos de producción.
3. Las tolerancias de: 0.0127 mm (0.0005 pulg.) o mayores, requieren muy buen equipo y operarios muy capacitados, y así aumentarán significativamente los costos de producción.

La fig. 12.24 señala el rango general de acabado superficial que puede obtenerse en diferentes operaciones. Puede verse que cualquier superficie con una rugosidad especificada de $1 \mu\text{m}$ ($4 \mu\text{pulg.}$) de promedio aritmético, o aun mejor, requiere generalmente operaciones de acabado separadas, lo que hace crecer sustancialmente los costos. Aunque la pieza pueda acabarse en la misma máquina, una mayor exigencia de acabado significará incremento de costos.

Para ilustrar el incremento de los costos a medida que se mejora el acabado, se puede considerar una operación de torneado simple. Si una herramienta con

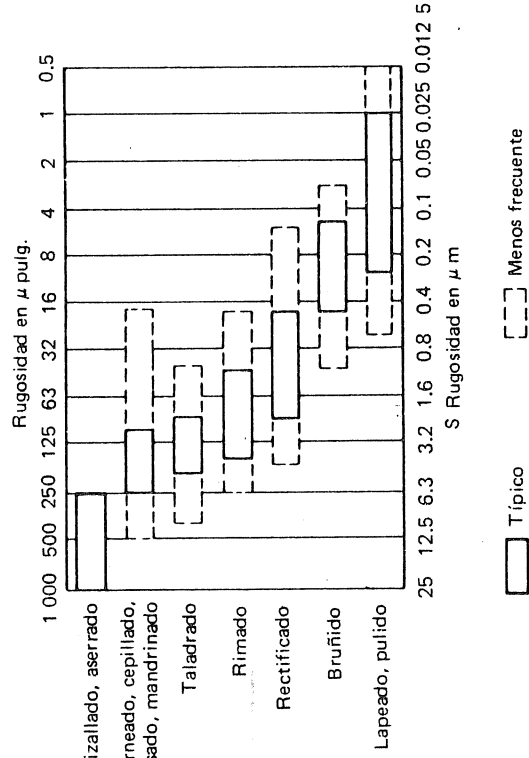


FIG. 12.24 Rango general de acabado superficial alcanzable en varias variadas operaciones de mecanizado.

Máquina	Fresadora, limadora o cepilladora	Fresadora vertical	Taladradora	Torno, torno vertical, taladradora de plan-tillas o mandrinado-ra	Generadora de en-granajes
Tipo de superficie	Externa	Mecanizado de super-ficie plana	Agujeros auxiliares	Agujeros principales	Dientes de engranaje
	Superficies inclinadas accesibles		Agujeros cilíndricos accesibles inclinados respecto a la base	Agujeros cilíndricos con ranuras operativas	Dientes de engranaje en línea en elementos grandes
Ejemplo					

TABLA 12.9 Operaciones costosas de realizar en elementos no rotacionales

punta redondeada se usa bajo condiciones ideales de corte, el promedio aritmético de rugosidad R_a está relacionado con el avance por

$$R_a = \frac{0.032 \, 1 f^2}{r_e} \quad (12.5)$$

donde f es el avance y r_e es el radio de la punta.

El tiempo de mecanizado t_m es inversamente proporcional al avance f y está relacionado por

$$t_m = \frac{l_w}{f n_w} \quad (12.6)$$

donde l_w es el largo de la pieza y n_w es la frecuencia de rotación de la pieza.

La sustitución de f de la Ec. (12.5) en la (12.6) da el tiempo de mecanizado en función del acabado superficial especificado.

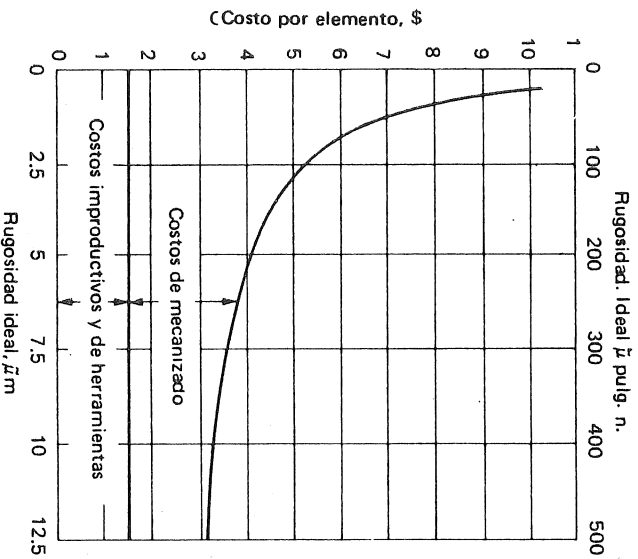


FIG. 12.25 Efecto de la rugosidad especificada en los costos de producción de una operación de torneado donde r_e radio de la punta = 0.03 pulg. (0.762 mm), frecuencia de rotación de la pieza $n_w = 200 - \text{rpm}$ ($3.33 \, \text{s}^{-1}$), y longitud de la pieza $l_w = 34$ pulg. (864 mm).

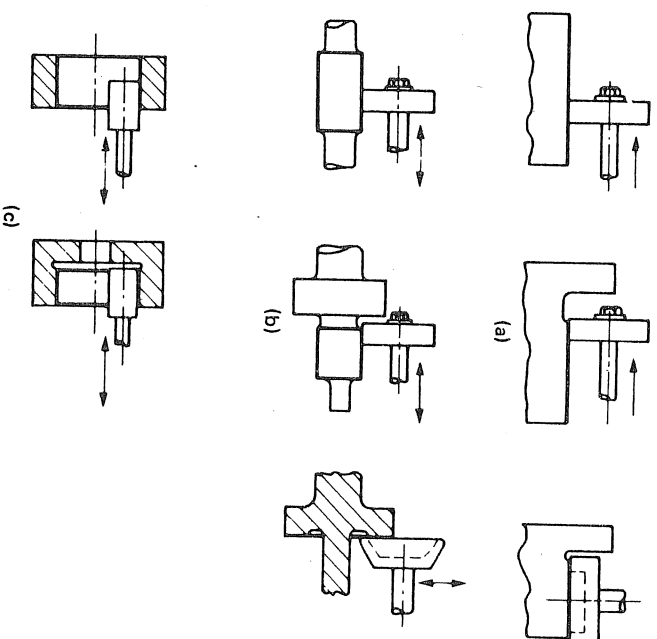


FIG. 12.26 Superficies que pueden obtenerse fácilmente por rectificado. (a) Rectificado Plano; (b) rectificado cilíndrico; (c) rectificado interior.

$$t_m = \frac{0.18 \, l_w}{n_w \sqrt{R_a f e}} \quad (12.7)$$

Así, el tiempo de mecanizado (y en consecuencia el costo de mecanizado) es inversamente proporcional a la raíz cuadrada de la rugosidad. La fig. 12.25 muestra la relación entre costo de producción y rugosidad para una operación de torneado simple. Puede verse que los costos crecen rápidamente cuando se especifican valores bajos de rugosidad. Para muchas aplicaciones es necesaria una superficie suave y precisa. Esta puede lograrse, en la mayoría de los casos, con un rectificado fino. Cuando esta operación se especifica, el diseñador debe tener en cuenta el acceso a las superficies que van a ser rectificadas. En general *las superficies que serán rectificadas deben ser en altoprelieve y no deben formar aristas internas*. La fig. 12.26 señala los tipos de superficies que son más fáciles de rectificar usando muelas de forma normalizada.

12.8 DISEÑO CINEMATICO

Aunque los principios cinemáticos son de un particular interés en el diseño de instrumentos y equipo de metrología, deben considerarse en todos los tipos de

diseño de ingeniería y pueden resultar en un mejoramiento de la precisión y reducción de los costos de manufactura. *Las etapas iniciales de un diseño deben basarse en los principios cinemáticos con las modificaciones posteriores necesarias para satisfacer los requisitos de carga y desgaste.*

El teorema básico de la cinemática establece que el movimiento de un cuerpo libre al moverse en todas las direcciones y todas las formas, puede resolverse en componentes de tres traslaciones a lo largo de tres ejes coordinados, junto con una rotación alrededor de cada uno de estos ejes. Sólo son necesarias seis restricciones para definir completamente la posición de un cuerpo respecto a un sistema o bastidor de referencia. Las restricciones idealizadas involucran contacto en un punto solamente, pero en la práctica pueden aproximarse con el uso de superficies planas, rodillos o esferas; mientras mayores sean las cargas, mayores serán las áreas de contacto requeridas. Estas áreas o puntos de contacto deben mantenerse por fuerzas (o cierres) suministrados por resortes, tornillos o en algunos casos, la gravedad.

Como un ejemplo simple supóngase que se diseña un instrumento que debe apoyarse en una superficie horizontal. La gravedad dará la fuerza para mantener el contacto entre el instrumento y la superficie y generalmente el instrumento no necesita ser restringido de deslizar a lo largo de los ejes horizontales y perpendiculares o de rotar alrededor del eje vertical. Así, sólo se requieren tres restricciones, y se necesitan idealmente tres puntos de contacto. Esta disposición puede lograrse con tres patas de extremo esférico, en cuyo caso el instrumento siempre será estable aun cuando la superficie no sea perfectamente plana. Al suministrar una cuarta pata, se requerirían un mecanizado y un ensamble muy cuidadosos, pa-

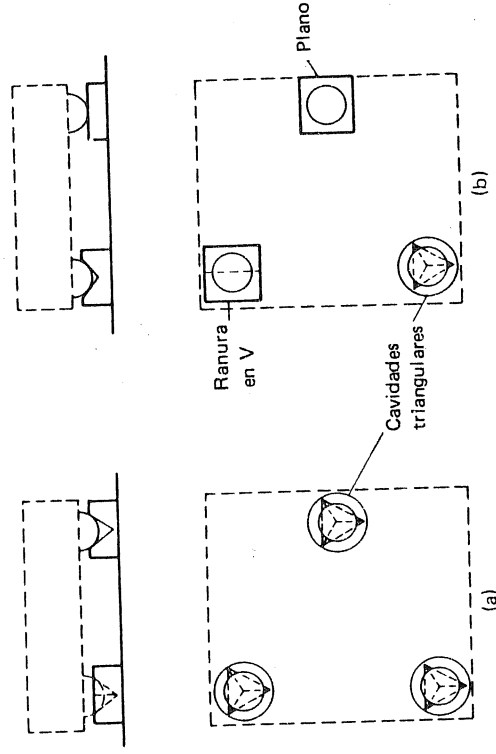


FIG. 12.27 Localización de un instrumento en un plano horizontal. (a) Sobre determinado, (9 puntos de contacto); (b) completamente restringido (6 puntos de contacto).

ra asegurar que el instrumento se apoyará apropiadamente, y aún con estos cuidados, cualquier imprecisión en la superficie horizontal provocaría una localización inestable del instrumento.

Continuando con este ejemplo, si el diseñador deseara restringir el instrumento en unos alojamientos triangulares en la superficie (fig. 12.27(a)); cada pata tendrá entonces tres puntos de contacto (un total de nueve) y el instrumento estará sobredeterminado. La desventaja de esta sobredeterminación salta a la vista debido a las dificultades para mecanizar los alojamientos en las posiciones exactas. Idealmente el diseñador debe especificar una cavidad triangular (tres puntos de contacto), una ranura en V (dos puntos de contacto) y una superficie plana (un punto de contacto). Esta disposición mostrada en la fig. 12.27(b) da una restricción apropiada al instrumento, y al mismo tiempo elimina la necesidad de procesos de mecanizado muy precisos.

Tomando una situación más común, muchas máquinas requieren que un elemento pueda moverse en una sola dirección. Este es el caso de las guías de una máquina herramienta, donde, por ejemplo, la mesa debe deslizarse en una trayectoria recta. Aplicando primero los principios cinemáticos, este deslizamiento puede lograrse dando a la mesa tres patas con extremos esféricos, dos de las cuales descansan en una ranura en V (cuatro puntos de contacto) y la tercera en una superficie plana horizontal (un punto de contacto). Así se tendría un total de cinco puntos de contacto (fig. 12.28(a)) y el cuerpo estaría con libertad de traslación solamente en una dirección. Por supuesto, las guías de una máquina herra-

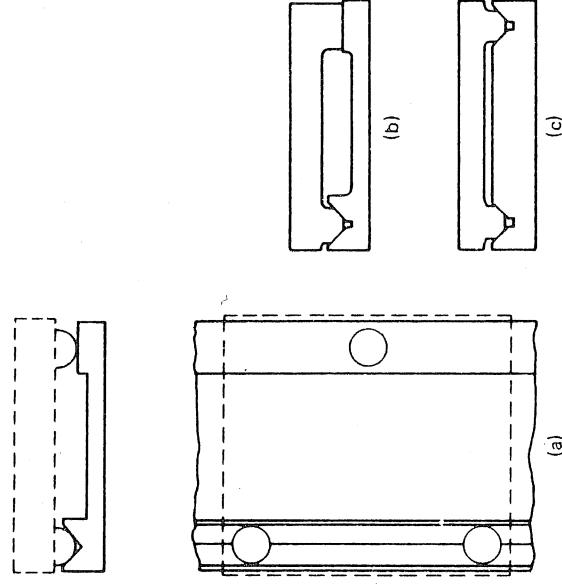


FIG. 12.28 Diseños de guías. (a) Diseño cinemático; (b) diseño semi-cinemático; (c) diseño sobre-determinado.

mienta deben diseñarse para soportar grandes cargas y los puntos ideales de contacto deben ampliarse con áreas lo suficientemente grandes de acuerdo con las cargas. Esto lleva a las guías prismáticas y planas mostradas en la fig. 12.28(b) que pueden clasificarse como un diseño semi-cinemático. Un ejemplo de una guía sobredeterminada se señala en la fig. 12.28(c) que puede necesitarse ocasionalmente debido a las cargas extremadamente altas. Sin embargo, puede notarse que se requiere en este caso una elevada precisión y cualquier expansión relativa de la mesa o de las guías puede causar un mal asentamiento de la mesa de la máquina.

12.9 RESUMEN DE RECOMENDACIONES PARA EL DISEÑO

La siguiente sección resume las diferentes recomendaciones que fueron desarrolladas a lo largo de este capítulo. Esta sección pretende dar al lector un sumario de los puntos principales que un diseñador debe tener en mente, cuando se considera el diseño de elementos mecanizados.

Normalización

1. Utilice tantos elementos normalizados como sea posible.
2. Aproxime la pieza, si es posible, por fundición, forja, soldadura, etc.
3. Utilice piezas preformadas normalizadas, si es posible.
4. Emplee especificaciones de mecanizado normalizadas siempre que sea posible.

Material

5. Seleccione materiales que redunden en costo mínimo del elemento (incluyendo costo de producción y costo de material).
6. Utilice materiales en las formas normalizadas de suministro.

Diseño del elemento

a. General

7. Trate de diseñar los elementos de tal manera que puedan mecanizarse en una sola máquina herramienta.
8. Trate de diseñar el elemento de tal manera que no requiera mecanizado en las superficies no expuestas de la pieza, cuando ésta se monta en el dispositivo de sujeción.
9. Elimine las especificaciones de mecanizado que el equipo de la empresa no puede cumplir.
10. Diseñe el elemento de tal manera que cuando se monte en el dispositivo de sujeción, sea lo suficientemente rígido para soportar las fuerzas de corte.

11. Verifique que cuando se realicen las operaciones, la herramienta, el portaherramienta, la pieza y el dispositivo de sujeción no interfieran entre sí.
12. Asegúrese de que los agujeros auxiliares o principales sean cilíndricos y que tengan relaciones L/D que puedan mecanizarse con brocas y herramientas de mandarinar estándar.
13. Asegúrese de que los agujeros auxiliares sean paralelos o normales al eje de la pieza o a la superficie de referencia y estén determinados por una plantilla de taladrado.
14. Asegúrese de que el extremo de los agujeros ciegos sea cónico y en el caso de agujeros ciegos roscados, que la rosca no se prolongue hasta el fondo del agujero.
15. Elimine los agujeros curvos y cruzados.

b. Elementos rotacionales

16. Trate de asegurar que las superficies cilíndricas sean concéntricas y que las superficies planas sean normales al eje del elemento.
17. Trate de asegurar que los diámetros exteriores especificados aumenten a partir de la cara expuesta de la pieza.
18. Trate de asegurar que los diámetros internos especificados disminuyan a partir de la cara expuesta de la pieza.
19. Para aristas internas, especifique radio igual al radio de la punta redondeada de la herramienta.
20. Elimine las especificaciones interiores para elementos largos.
21. Elimine los elementos con relaciones L/D muy grandes o muy pequeñas.

c. Elementos no rotacionales

22. Proporcione una base para sujeción y referencia.
23. Si es posible, asegúrese de que las superficies expuestas de un elemento sean una serie de superficies planas perpendiculares entre sí y paralelas o normales a la base.
24. Asegúrese de que las aristas internas normales a la base, tengan radios iguales al radio de la herramienta, cuando se mecanicen cajas, esas aristas deben tener el mayor radio posible.
25. Si es posible limite el mecanizado de superficies planas (ranuras, estrías etc.) a una superficie del elemento.
26. Elimine los agujeros cilíndricos en elementos largos.
27. Elimine superficies mecanizadas en elementos largos, usando material preformado a la sección requerida.
28. Asegúrese de que en elementos planos o cóbicos, los agujeros principales sean normales a la base y con superficies cilíndricas que decrezcan en diámetro a partir de la cara expuesta de la pieza.

30. Elimine los agujeros ciegos en elementos cúbicos grandes.
31. Elimine los mecanizados internos en elementos cúbicos con forma de caja.

Ensamble

32. Asegúrese de que el ensamblaje sea posible.
33. Asegúrese de que cada superficie mecanizada operativa de un elemento tenga una superficie mecanizada correspondiente en el elemento que ensambla con el primero.
34. Asegúrese de que las aristas interiores no interfieran con las aristas externas correspondientes en el elemento complementario.

Precisión y acabado superficial

35. Especifique las tolerancias más amplias y la rugosidad mayor que proporcionen funcionamiento aceptable de las superficies operativas.
36. Asegúrese de que las superficies que van a ser rectificadas sean en alto relieve y que no se corten para formar aristas interiores.

Diseño cinemático

37. Fundamentalmente el diseño inicial en los principios cinemáticos y entonces modifíquelo para satisfacer los requisitos de carga y desgaste.

REFERENCIAS

1. "Machinery's Handbook," 19th ed., Industrial Press, Inc., Nueva York, 1973.
2. Opitz, H.: "A Classification System to Describe Workpieces," Pergamon Press, Nueva York, 1970.

PROBLEMAS

1. Un lote de 10.000 bloques rectangulares de 50 x 25 x 25 mm va a ser planeado en la fresadora por todas las caras. El material puede ser acero suave que cuesta \$4 900/m³ o aluminio de \$6 100/m³. Estime el costo total del lote de elementos en cada material si el tiempo improductivo promedio para cada cara = 60s; el tiempo de cambio de herramienta = 600 s, el costo de una herramienta afilada = \$20.00, el costo de máquina y operario = \$0.004/s, el índice de vida de la herramienta $n = 0.125$, la velocidad de corte para 60s de vida de la herramienta es 1 m/s para el acero y 4 m/s para aluminio, el avance por vuelta de la fresa = 0.25 mm, y la profundidad de corte = 2 mm (Suponga que la distancia recorrida por la fresa de 50 mm de diámetro y 38 mm de ancho, por cada cara de la pieza es 5 mm mayor que la longitud de la cara).

2. Las varillas de aluminio están disponibles en diámetros hasta 25 mm con incrementos de 1 mm y de 26 a 50 mm con incrementos de 2 mm. En el diseño de un eje particular se ha determinado que al final el diámetro D debe estar dentro del rango.

$$33 - \frac{(L - 229)^2}{84.75} > D > 27.43 + \frac{(L - 254)^2}{127}$$

donde L es el largo del eje. Si se dejara una tolerancia de mecanizado de 2 mm en diámetro, qué diámetro final deberá escogerse para el eje?

3. Escriba el número de código geométrico para cada uno de los elementos mostrados en la fig. 12.9, anotando que las ranuras de salida para roscas no afectan la codificación.
4. Cuál de los diseños para ensamble de un cilindro, mostrados en la fig. 12.29, será preferible desde el punto de vista del fabricante? Mencione también otros aspectos de construcción y ensamble que puedan mejorarse en ambos diseños (Note que la omisión de detalles de los extremos roscados de los cilindros no es considerada como error)

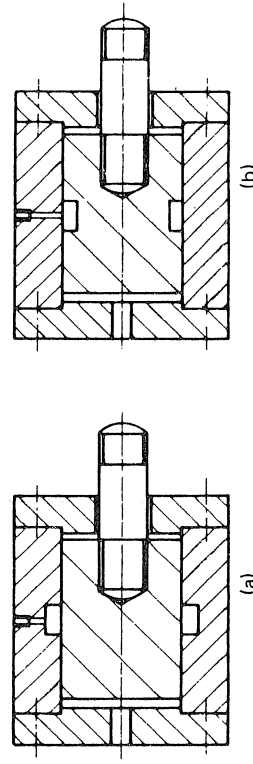


FIG. 12.29 Ensamble de un cilindro, alternativas en el diseño.

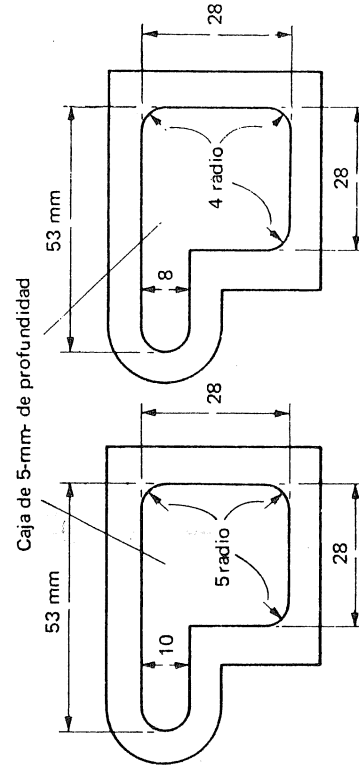


FIG. 12.30 Alternativas en el diseño de una cubierta.

5. Las cubiertas mostradas en la fig. 12.30 se fresarán a partir de una platina de aluminio con 10 mm de espesor. ¿Cuál de los dos diseños es preferible desde el punto de vista del fabricante? Además, ¿qué otros aspectos del diseño deben cambiarse?
6. Un diseñador ha especificado un acabado superficial en ejes torneados de $0.4\mu\text{m}$ como promedio aritmético cuando un valor de $1.6\mu\text{m}$ hubiera sido suficiente. Estime el costo de este error cuando se producen 2 000 ejes con una herramienta de punta redondeada si el tiempo de mecanizado por pieza ≈ 600 s, el número de elementos producidos entre cada reafileado ≈ 4 , el costo de una herramienta afilada $\approx \$2.00$, el costo de máquina y operario $\approx \$0.0033/\text{s}$, el tiempo de cambio de herramienta ≈ 120 s, y el tiempo improductivo por elemento ≈ 240 s.
7. Se desea diseñar un pequeño dispositivo para sujetar piezas cuadradas con forma de bloque, en una superficie horizontal plana para propósitos de medición. Es esencial que cuando una pieza en particular sea retirada y luego reemplazada en el dispositivo, se logre la misma posición. La fig. 12.31 muestra cuatro alternativas de diseño para el dispositivo, con una flecha que indica en cada caso la posición y la acción de un tornillo de sujeción. ¿Cuál de las alternativas es preferible?

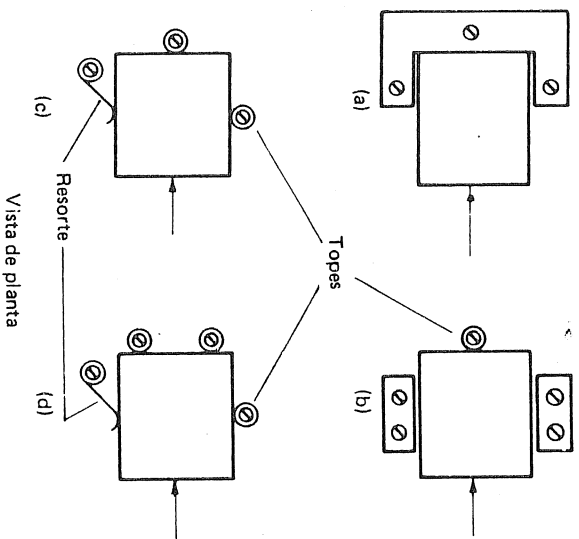


FIG. 12.31 Alternativas en los métodos de sujeción de un bloque cuadrado en una superficie plana para propósitos de medición.

13

Procesos de Electro - Mecanizado

13.1 INTRODUCCION

El incremento en la utilización en la ingeniería de materiales duros, de alta resistencia mecánica y a la temperatura, ha requerido el desarrollo de técnicas nuevas de mecanizado. Con la excepción del rectificado, los métodos convencionales de remoción de material no pueden usarse fácilmente con estos materiales nuevos. Aun cuando sea posible utilizar este tipo de técnicas de mecanizado, el proceso resultante será lento y altamente ineficiente. Aunque la mayor parte de los nuevos procesos de mecanizado han sido desarrollados para materiales difíciles de mecanizar, algunos han encontrado aplicación en la producción de formas complejas y de cavidades en materiales más blandos y más fáciles de mecanizar.

El mecanizado ultrasónico, el mecanizado mediante haz de electrones, el mecanizado mediante chorro de plasma, y el mecanizado con rayos láser son ejemplos de los procesos nuevos. Otro ejemplo de proceso moderno lo constituye el ataque químico, el cual, a diferencia de los otros, fue desarrollado principalmente para producir formas integrales complejas en materiales blandos, por ejemplo aleaciones de aluminio, para la industria aeronáutica.

En este capítulo se estudiarán en detalle solamente tres de los nuevos procesos de mecanizado, ellos están clasificados como *procesos de electro-mecaniza-*

do. Los otros procesos mencionados anteriormente se encuentran en las etapas primarias de desarrollo y aun no tienen gran aplicación en la práctica.

El término *electro-mecanizado* puede aplicarse a un grupo de procesos que emplean una corriente (o descarga) eléctrica para remover el material. La remoción de material por medio de una corriente (o descarga) eléctrica elimina la condición ineficiente de potencia eléctrica en potencia mecánica que caracteriza los procesos convencionales de mecanizado y de deformación de metales. La eliminación de la etapa mecánica también elimina una dificultad inherente a los procesos convencionales de mecanizado, es decir, el incremento de las fuerzas que actúan sobre la herramienta y del desgaste de la misma, que ocurre cuando se mecanizan los metales y aleaciones duras que se utilizan actualmente en la práctica de la ingeniería.

En los procesos de electro-mecanizado el material de la herramienta puede ser más blando que el material de trabajo, y el valor óptimo para la remoción por unidad de tiempo del material de la pieza es independiente de su dureza. Estas son las ventajas más notables de este tipo de procesos.

Una limitación importante a todos los procesos de electro-mecanizado consiste en que el material de trabajo debe ser conductor de la electricidad. Los procesos de electro-mecanizado pueden dividirse en tres tipos principales, aunque cada uno de ellos se modifica posteriormente en las aplicaciones específicas. El primero de ellos es el *mecanizado por electro-descarga* (MED). En este caso se utiliza el efecto erosivo de una sucesión rápida de chispas eléctricas para remover material de la pieza. Los otros dos procesos son el *mecanizado electro-químico* (MEQ) y el *rectificado electrolítico*. Estos procesos utilizan la acción electrolítica como mecanismo para remover material de la pieza y por lo tanto son variantes del mismo proceso básico. Estos procesos difieren del mecanizado por electro-descarga tanto en el mecanismo de remoción del material como en las características operacionales.

13.2 MECANIZADO POR ELECTRO-DESCARGA

El *mecanizado por electro-descarga* (MED), o *mecanizado por chispas*, se fundamenta en el efecto erosivo de una chispa eléctrica sobre los electrodos utilizados para producirla. Se ha demostrado, mediante la observación, que si los dos electrodos son del mismo material, la erosión mayor ocurre en el electrodo positivo. Luego, para obtener la remoción máxima de metal con un desgaste mínimo en el electrodo herramienta, la pieza es conectada como electrodo positivo y la herramienta como electrodo negativo.

13.2.1 Principio del proceso de mecanizado por electro-descarga

El principio del proceso de mecanizado por electro-descarga se ilustra en el diagrama simplificado de la fig. 13.1. La herramienta se monta en la mordaza fi-

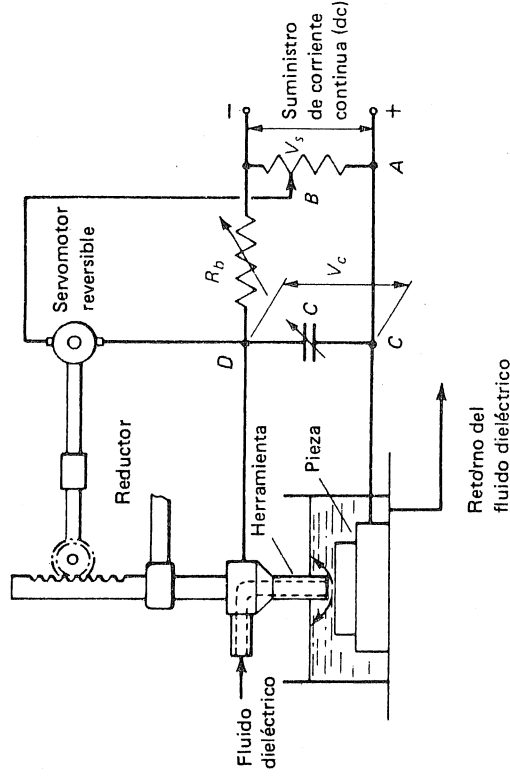


FIG. 13.1 Mecanizado por electro-descarga

ja al husillo de la máquina cuyo avance vertical se controla mediante un servomotor a través de un reductor de velocidad. La pieza se coloca en un tanque lleno con un fluido dieléctrico; la superficie de trabajo de la pieza debe estar a una profundidad de 50 mm (2 pulg.) por lo menos, para eliminar el peligro de incendio. La herramienta y la pieza se conectan a un circuito de relajación de corriente continua (dc), el cual es alimentado por un generador de continua (dc), o más comúnmente, por un rectificador de arco de mercurio o de selenio. El fluido dieléctrico es circulado a presión por una bomba, normalmente a través de un agujero (o agujeros) en el electrodo herramienta. El servomotor mantiene una separación entre la pieza y la herramienta entre 0.025 y 0.05 mm (0.001 y 0.002 pulg.)

Cuando se empieza a suministrar potencia, el voltaje del condensador V_c empieza a aumentar exponencialmente hacia el voltaje de suministro V_s (fig. 13.2). Durante este período inicial, la separación entre la pieza y la herramienta se comporta como un circuito abierto y no hay flujo de corriente. A medida que el voltaje V_c aumenta, y cuando alcanza el voltaje V_d de ruptura de la separación (determinado por el ancho de la separación y el fluido dieléctrico), se produce una chispa a través de la separación, el fluido dieléctrico se ioniza, y el condensador se descarga. El fluido dieléctrico pierde su ionización y se convierte de nuevo en un aislante efectivo, y se repite el ciclo. En esta forma se obtiene una rápida sucesión de chispas; el intervalo entre dos chispas sucesivas es del orden de 100 μs .

Cada chispa genera una temperatura elevada muy localizada del orden de 12 000°C¹ en su vecindad inmediata. Esta temperatura ocasiona la evaporación de parte del fluido dieléctrico; también funde y vaporiza el metal formando así

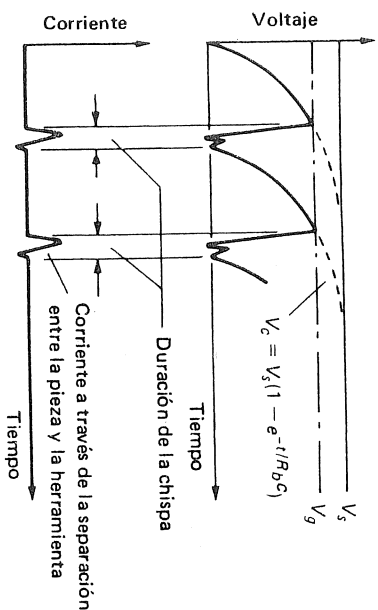


FIG. 13.2 Voltaje y corriente en el mecanizado por electro-descarga.

un cráter pequeño sobre la superficie de trabajo. Como la chispa siempre ocurre entre los puntos más próximos de la pieza y la herramienta, las protuberancias de las piezas son erosionadas rápidamente, y la forma de la herramienta es reproducida en la pieza. Los glóbulos de metal condensado, formados durante el proceso, son arrastrados por el fluido dieléctrico. A medida que la pieza es erosionada la herramienta avanza conducida por el mecanismo servocontrolado de avance.

13.2.2 Operación del avance servocontrolado de la herramienta

El servomecanismo, ilustrado en su forma más simple en la fig. 13.1, consta de un servomotor reversible conectado entre un terminal del condensador (D) y el terminal móvil de una resistencia variable (B). Los puntos A y C se encuentran al mismo potencial; si el valor medio del voltaje V_c (fig. 13.2) es igual al voltaje prefijado entre A y B , los potenciales en B y D son iguales y el servomotor permanece estacionario. Si el valor medio de V_c cambia a causa de variaciones en el ancho de la separación entre la pieza y la herramienta, el potencial en el punto D cambia y el servomotor gira hasta que se obtiene de nuevo la separación requerida. En esta forma el mecanismo de control mantiene constante el valor medio del voltaje de ruptura del aislamiento en la separación (y por consiguiente el ancho de la separación). El motor debe ser reversible porque la herramienta debe ser retirada si el sistema de control avanza excesivamente u ocasiona un corto circuito a causa de la acumulación de material desprendido en la separación entre la pieza y la herramienta. Una separación constante entre 0.025 y 0.05 mm (0.001 y 0.002 pulg.) se mantiene generalmente²; su valor exacto puede cambiarse reajustando la resistencia variable.

Otros sistemas de control empleados en la práctica actúan detectando bien sea el voltaje en la separación o su capacitancia.

13.2.3 Desgaste de la herramienta y los materiales utilizados en su construcción

El elevado desgaste por unidad de tiempo de la herramienta es una de las mayores dificultades del mecanizado por electro-descarga. La *razón de desgaste*, definida como el volumen de metal perdido por la herramienta dividido por el volumen de metal removido de la pieza, varía con los materiales empleados para la pieza y la herramienta. Por ejemplo, con una herramienta de latón y una pieza del mismo material la razón es aproximadamente 0.5, mientras que para una herramienta de latón y una de acero al carbono endurecido es aproximadamente la unidad y para una herramienta de latón y una pieza de carburo de tungsteno la razón puede ser tan elevada como 3³. Con una selección apropiada de materiales pueden obtenerse razones de desgaste tan pequeñas como 0.1.⁴

El desgaste elevado de la herramienta tiene como consecuencia un mecanizado poco preciso y aumenta considerablemente el costo porque el electrodo herramienta debe a su vez ser mecanizado en forma muy precisa. Por estas razones, en el pasado se ha prestado mucha atención a la búsqueda de materiales apropiados para la construcción de las herramientas. Para propósitos generales se utilizan el latón o el cobre, pero cuando debe minimizarse el desperdicio de electrodos, se utilizan ventajosamente el grafito de cobre y el carburo de tungsteno. Frecuentemente se utiliza el alambre de tungsteno para taladrar agujeros profundos y de diámetro pequeño porque es el material que mejor puede soportar la tendencia a pandearse a causa de las ondas de choque producidas por la descarga de las chispas o por el contacto físico con la pieza que se produce en el caso de un avance excesivo³. Quanto más elevado sea el punto de fusión de la herramienta, menos se erosionará. Al utilizar el grafito cobre, se encuentra que mientras la matriz de cobre se erosiona rápidamente en el extremo de la herramienta, el grafito (que posee un punto de fusión más elevado) previene un erosionado aún más rápido. El cobre en el resto de la herramienta es protegido y ayuda a mantener baja la resistencia eléctrica del electrodo⁵.

13.2.4 El fluido dieléctrico

Los fluidos dieléctricos comúnmente usados son el aceite de parafina y el aceite para transformadores. Estos dos fluidos están constituidos por hidrocarburos y se ha demostrado⁵ que el hidrógeno en estos fluidos desempeña el papel de agente desionizante, lo que permite al fluido recuperar sus características de aislante efectivo después de cada descarga.

El fluido dieléctrico debe mantenerse como no conductor hasta que ocurra su ruptura; cuando se alcance el voltaje crítico, su capacidad de aislamiento debe romperse rápido e igualmente debe desionizarse tan pronto como se descargue el condensador. El calor latente de vaporización del dieléctrico debe ser elevado para que se vaporice solamente una pequeña cantidad y la chispa sea confinada a un área pequeña. El dieléctrico debe poseer una viscosidad baja que

le permita fluir fácilmente y remover en forma eficiente los glóbulos metálicos que se forman en la zona de trabajo.

Algunas investigaciones⁴ han demostrado que los compuestos orgánicos polares disueltos en agua son más efectivos que los hidrocarburos utilizados tradicionalmente como fluidos dieléctricos. Su mayor efectividad se explica por el hecho de requerir una menor cantidad de energía en remover electrones de estos compuestos para que los iones estén más fácilmente disponibles para la descarga de la chispa.

El fluido dieléctrico debe ser alimentado a través de una tobera ubicada cerca de la zona de trabajo, pero cuando sea posible, y especialmente cuando se taladren agujeros profundos, el fluido debe ser alimentado a través de la herramienta. Un mejoramiento⁶ utilizado en la producción de ranuras estrechas y agujeros profundos consiste en utilizar una bomba de succión para extraer el fluido dieléctrico a través de la herramienta y de la zona de trabajo. La utilización de dicha bomba de succión reduce el sobrecalentamiento, la tendencia a pandearse de los electrodos delgados y aumenta la remoción de metal por unidad de tiempo. Antes de recircular el dieléctrico por la zona de trabajo, es necesario filtrarlo para remover las partículas metálicas producidas en la operación.

13.2.5 Naturaleza de la superficie mecanizada

La superficie mecanizada que se obtiene por este proceso, posee una apariencia opaca semejante a la de una superficie bombardeada con partículas pequeñas, y está constituida por cráteres esféricos muy pequeños como resultado de la remoción de metal por medio de chispas independientes. Por lo tanto el acabado carece de orientación y es muy apropiado para retener un lubricante¹. Se han obtenido acabados superficiales de $0.25 \mu\text{m}$ (10 pulg.) y aun mejores, pero el significado de estas cifras es dudoso, porque la naturaleza de la superficie en referencia era un poco diferente de las que se mecanizan normalmente.

En un experimento se encontró que la superficie mecanizada de una pieza de acero, contenía 4 por ciento de carbono como resultado de la ruptura del dieléctrico y de las temperaturas elevadas producidas durante la operación y que la capa de material bajo la superficie consistía en martensita obtenida por el enfriamiento rápido. La profundidad de la zona afectada por el calor en condiciones de acabado variaba entre 0.02 y 0.1 mm (0.0008 y 0.004 pulg.).

13.2.6 Remoción de metal

La remoción de metal por unidad de tiempo depende principalmente de los parámetros eléctricos: la influencia de dichos parámetros se discutirá más adelante. Sin embargo, es importante observar que una remoción de metal por unidad de tiempo baja, implica un mejor acabado superficial, así que debe lograrse un compromiso dependiente de si se desea un mecanizado de desbaste o uno de acabado. Este compromiso es semejante al que se logra en los proce-

sos convencionales en donde un buen acabado superficial requiere un avance bajo, el cual, junto con la limitación práctica sobre las velocidades de corte, implica una baja remoción de metal.

En operaciones de desbaste y utilizando generadores de pulsos mejorados se han obtenido remociones de metal por unidad de tiempo del orden de $0.09 \mu\text{m}^3/\text{s}$ (0.33 pulg.³/min).⁴

La duración de las chispas independientes para una cantidad de energía dada, afecta la remoción de metal por unidad de tiempo. Se ha demostrado que, para una potencia dada, existe un tiempo de descarga óptimo que maximiza el material removido por descarga. Sin embargo, si el tiempo de descarga es muy pequeño, la herramienta se desgasta excesivamente y se reduce la precisión del proceso.⁷

13.2.7 La precisión del proceso

La precisión del proceso está íntimamente relacionada con el ancho de la separación entre la pieza y la herramienta; mientras más pequeña sea dicha separación mayor es la precisión, pero una separación pequeña implica un voltaje de trabajo menor y, como se verá posteriormente, se obtiene una remoción de material por unidad de tiempo menor. Luego, nuevamente, se requiere un compromiso.

Otros factores que afectan la precisión del proceso son la precisión en la fabricación del electrodo herramienta y la holgura hecha en él para lograr la separación entre él y la pieza. Como consecuencia de la falta de precisión cuando se mecanizan cavidades de superficies paralelas y agujeros profundos, se produce una conicidad a causa de las chispas que tienen lugar entre las superficies laterales del electrodo y de la cavidad. Este chisporroteo es ayudado por las partículas metálicas que pasan entre el electrodo y la superficie de la cavidad y reducen efectivamente el voltaje de ruptura del dieléctrico. La conicidad que se produce en esta forma, que es del orden de 0.05 mm (0.002 pulg.) por lado sobre la longitud total de la cavidad, es útil en la mecanización de moldes, matrices, etc. en los cuales se requiere un ángulo de extracción pequeño³. Si la conicidad no es deseable, la forma de la herramienta puede corregirse mediante un descargue apropiado detrás de su extremo.

13.2.8 Efecto de los parámetros eléctricos

El tamaño de los cráteres producidos por las chispas depende de la energía disipada en cada descarga; por lo tanto el tamaño del cráter depende del voltaje de ruptura del dieléctrico V_g y de la capacitancia C . Para obtener cráteres pequeños y por consiguiente un buen acabado, V_g y C deben ser pequeños.

La remoción de metal por unidad de tiempo depende de la energía liberada en cada descarga y de la frecuencia de dichas descargas. Se ha demostrado, tanto teóricamente como en la práctica² que para un voltaje de suministro dado V_s

la remoción es máxima cuando V_g es igual a V_s y la remoción de metal, correspondiente es proporcional a V_s^2/R_b , en donde R_b es la resistencia autorreguladora.

Para aumentar la remoción de metal, debe aumentarse V_s y disminuir R_b . Sin embargo, si V_s es muy elevado, el acabado superficial se deteriora, y los problemas de aislamiento se complican. El voltaje de suministro varía usualmente entre 70 y 500 V ϕ . Si R_b es muy baja, la constante de carga del circuito se vuelve muy baja; por lo tanto la frecuencia del chisporroteo se vuelve muy alta, y el fluido dieléctrico no puede desionizarse lo suficientemente rápido. Luego, cuando R_b es muy pequeña, el arco continuo tiene lugar, lo cual conduce al daño térmico del material y a un mal acabado superficial a causa de las elevadas temperaturas sostenidas.

Una reducción en V_s , y por lo tanto en V_g , permite mantener una separación pequeña entre la pieza y la herramienta, lo cual da una precisión mayor y mejora el acabado superficial. Sin embargo, la remoción de metal disminuye rápidamente con una disminución en V_s . Y por lo tanto es necesario lograr un compromiso. A medida que se reduce la capacitancia C , el acabado superficial mejora; sin embargo, esta reducción está limitada por la disminución en la constante de tiempo de carga del circuito lo que eventualmente puede conducir al estado de arco continuo.

13.2.9 Aplicaciones

El mecanizado por electro-descarga tiene su mayor aplicación en la construcción de herramientas; particularmente en la manufactura de herramientas para troqueladoras, dados de extrusión, dados para forja, y moldes.

Una gran ventaja del proceso de mecanizado por electro-descarga consiste en poder mecanizar la herramienta o el dado después de haber sido endurecido y puede obtenerse por lo tanto una gran precisión. Las herramientas de carburo cementado pueden mecanizarse después del sinterizado final, lo cual elimina la necesidad de la etapa intermedia de sinterización parcial y por consiguiente se eliminan las imprecisiones resultantes del sinterizado final después de haber mecanizado agujeros, etc.¹

La propiedad de retención del aceite que poseen las superficies producidas hace del mecanizado por electro-descarga un proceso útil para el acabado de cojinetes planos y de los agujeros de los cilindros de los motores de combustión interna. Más aun, la ausencia de una orientación preferencial y de micro fracturas en la superficie reduce la posibilidad de una falla por fatiga. El proceso también ha sido utilizado con éxito en la producción de agujeros de pequeño diámetro en partes endurecidas tales como las toberas para los inyectores de combustible de los motores diesel¹.

13.3 MECANIZADO ELECTROQUIMICO

El *mecanizado electroquímico* (MEQ) es un proceso en el cual se utiliza la acción electrolítica para disolver el metal de la pieza. Es, en efecto, el proceso in-

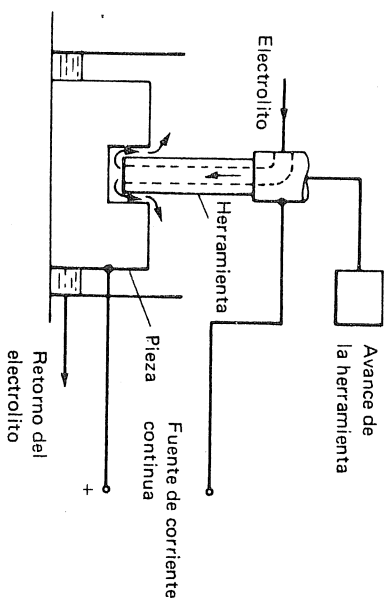


FIG. 13.3 Mecanizado electroquímico

verso de la galvanoplastia. El término mecanizado electroquímico se utiliza algunas veces para describir el proceso de rectificado electrolítico, el cual es una modificación del proceso que se describe a continuación y que será descrito posteriormente.

13.3.1 Principio del proceso de mecanizado electroquímico

El proceso de mecanizado electroquímico está ilustrado en la fig. 13.3. La pieza (la cual debe ser un conductor de la electricidad) es colocada en un tanque ubicado sobre la mesa de la máquina y conectada al terminal positivo de una fuente de corriente continua (dc). El electrodo herramienta, tiene la forma de la cavidad requerida en la pieza, se monta en el portaherramientas y se conecta al terminal negativo de la fuente. Un electrolito fluye a través de la separación entre la herramienta y la pieza y es recirculado hacia la zona de trabajo, bien sea a través de la herramienta o externamente, dependiendo de la aplicación.

La acción de la corriente que fluye a través del electrolito es la de disolver el metal del ánodo, es decir, de la pieza. La resistencia eléctrica es pequeñaísima

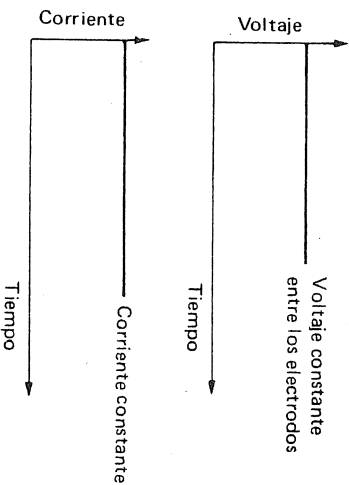


FIG. 13.4 Voltaje y corriente en el mecanizado electroquímico.

(y por lo tanto la corriente es elevadísima) en la zona en donde la herramienta y la pieza están más próximas. Como el metal de la pieza es disuelto más rápidamente en esta zona, la forma de la herramienta es reproducida en la pieza.

No existe contacto mecánico entre la pieza y la herramienta, y cualquier tendencia del metal de la pieza a recubrir la herramienta (el cátodo) es contrarrestado por el flujo del electrolito, el cual remueve el metal disuelto de la zona de trabajo. Por consiguiente no existe desgaste de la herramienta ni se deposita el material de la pieza sobre la herramienta, de tal forma que una herramienta puede producir un gran número de componentes durante su vida útil. El voltaje y la corriente son constantes en el proceso de mecanizado electroquímico. (fig. 13.4)

13.3.2 El electrolito

El electrolito desempeña una doble función en el mecanizado electroquímico. La primera, el electrolito proporciona el medio para que se produzca la electrólisis; y la segunda, remueve el calor generado en la zona de trabajo como resultado del flujo de una corriente elevada a través de los electrodos y del electrolito. El flujo de este debe ser suficiente para evitar que el líquido alcance su punto de ebullición.⁴

Además de la habilidad del electrolito para realizar las funciones descritas anteriormente, deben considerarse los dos aspectos siguientes de su naturaleza química:

1. Debe ser lo suficientemente activo desde el punto de vista químico para ocasionar una remoción eficiente del metal.
2. No debe ser un agente muy corrosivo, porque de lo contrario deteriorará muy rápidamente las partes de la máquina que entren en contacto con él.

Por lo tanto debe lograrse un compromiso apropiado. Las partes de la máquina expuestas a la acción del electrolito son generalmente manufacturadas en acero inoxidable o recubiertas con pintura resistente a la corrosión⁸.

La salina (solución de cloruro de sodio en agua) es el electrolito más comúnmente usado; soluciones de otras sales se han utilizado en aplicaciones específicas.

13.3.3 Remoción de metal por unidad de tiempo

La remoción de metal por unidad de tiempo de la pieza en el mecanizado electroquímico puede ser predicha a partir de su equivalente electroquímico.

La remoción de metal puede expresarse como:

$$Z_{we} = \eta_e \frac{e}{\rho} \quad (13.1)$$

en donde Z_{we} = volumen de metal removido electroquímicamente por unidad de tiempo.

e = equivalente electroquímico del material de la pieza

I = corriente

η_e = eficiencia de la corriente, es decir, la fracción de la corriente efectiva en la electrólisis

ρ = densidad del material de la pieza.

Los metales cobalto, hierro, níquel, molibdeno, cromo, y tungsteno, los cuales son constituyentes comunes de las aleaciones usadas en ingeniería, poseen valores de e/ρ en el rango 32.5 a 37.4 p·m³/As (0.119 a 0.137 pulg³/min/100A). La eficiencia de la corriente es generalmente del orden de 0.75 a 0.90; luego una buena aproximación de la remoción de metal mediante el MEQ es 27.3 p·m³/As (0.1 pulg³/min/1000A)⁹.

La velocidad de avance de la herramienta puede obtenerse a partir de la ecuación (13.1) y está dada por

$$v_f = \frac{Z_{we}}{A} = \eta_e \frac{e}{\rho} \frac{I}{A} \quad (13.2)$$

en donde v_f = velocidad de avance (de penetración) de la herramienta

A = área de la superficie de trabajo expuesta a la electrólisis

I/A = densidad de la corriente

Luego, para obtener la velocidad de mecanizado más elevada, debe usarse la mayor densidad de corriente permisible. La densidad de corriente está limitada tanto por la capacidad de la fuente como por la capacidad del material de la pieza, del material de la herramienta, y del electrolito para conducir la corriente. La corriente no debe ser tan elevada como para generar calor excesivo en la pieza o en la herramienta o para ocasionar la descomposición del electrolito. Una densidad de corriente del orden de 1.5 MA/m² (1000 A/pulg.²) puede ser supuesta conservativamente, mientras que a menudo una densidad de corriente tan elevada como 4.5 MA/m² (3000 A/pulg.²) es permisible. Densidades de corriente de 9 MA/m² (6 000 A/pulg.²) y mayores han sido utilizadas, pero en condiciones de laboratorio únicamente⁹. Cuando se desea obtener el corte máximo posible, por unidad de tiempo, es necesario determinar experimentalmente la corriente más elevada que es permisible para el trabajo específico.

Si la densidad de corriente permisible para un trabajo específico limita la corriente total a un nivel inferior a las capacidades de la máquina y de la fuente, debe considerarse la posibilidad de mecanizar dos o más piezas simultáneamente. En esta forma se puede utilizar la máquina en toda su capacidad y los costos generales por componente se mantienen a un nivel bajo.

La remoción de metal por unidad de tiempo más elevada que se ha obtenido en aplicaciones industriales es alrededor de 0.08 μ·m³/s (0.3 pulg.³/min) durante el mecanizado de componentes para motores de propulsión a chorro¹⁰. Sin embargo, en el trabajo investigativo se han reportado valores del orden de 0.38 μ·m³/s (1.4 pulg.³/min) con una corriente de 10 000 A.¹¹

13.3.4 Naturaleza de la superficie mecanizada

En el MEQ la remoción de metal no se logra mediante el cizallamiento mecánico (como en el mecanizado convencional) o por fusión y vaporización del metal (como en el MED); por lo tanto, el material no se afecta térmicamente ni se inducen esfuerzos residuales en la superficie trabajada⁴. El poco calor que se genera proviene de la resistencia eléctrica, y la temperatura se controla dentro de valores inferiores al punto de ebullición del electrolito.

13.3.5 Efecto de la velocidad de avance de la herramienta y del voltaje de la fuente sobre la precisión

La resistencia predominante al flujo de la corriente en el MEQ es la del electrolito, y la corriente puede expresarse como:

$$I = \frac{V_s}{R_e} = \frac{AV_s}{r_e a_g} \quad (13.3)$$

en donde V_s = voltaje de la fuente

R_e = resistencia del electrolito

r_e = resistividad específica del electrolito

a_g = separación entre las superficies de la pieza y la herramienta

A = área de la pieza expuesta a la electrolisis

Una expresión para el ancho de la separación entre la pieza y la herramienta puede obtenerse a partir de las ecuaciones (13.2) y (13.3)

$$a_g = \frac{\eta_e V_s}{r_e \rho v_f} \quad (13.4)$$

La ecuación (13.4) demuestra que si la velocidad de avance aumenta, el ancho de la separación disminuye. Una separación menor entre la herramienta y la pieza implica una precisión mayor en la reproducción y por consiguiente a una velocidad de avance elevada (y por lo tanto una remoción de material elevada) se obtiene una mayor precisión.

De la ecuación (13.4) también puede apreciarse que un aumento en el voltaje de la fuente aumenta a_g y reduce la precisión de la reproducción. Sin embargo, a medida que V_s aumenta progresivamente con una velocidad de avance dada (y por consiguiente con corriente constante según la ecuación (13.2)), el aumento del ancho de la separación a_g ocasionará un aumento en la resistencia. Entonces aumentará la generación de calor y la elevación de la temperatura conducirá a un aumento en la resistividad r_e de tal forma que la relación lineal entre a_g y V_s deja de ser válida. El efecto de esta no linealidad es reducir el aumento de a_g con V_s a una velocidad de avance v_f constante⁷

El voltaje de la fuente usado comúnmente en el MEQ varía entre 5 y 20⁷, los valores más bajos se utilizan en el mecanizado de acabado, mientras que los valores altos se utilizan en el mecanizado de desbaste.

13.3.6 Corrección de la forma de la herramienta

Si se utiliza un electrodo-herramienta de superficie lateral vertical para formar una cavidad en una pieza, la superficie lateral de la cavidad producida no será vertical. La falta de conformidad de la cavidad es resultado del flujo de corriente entre las superficies laterales de la herramienta y de la pieza. Para eliminar este efecto se recubre la superficie lateral de la herramienta con un material aislante⁷. Cuando la superficie lateral de la cavidad no debe ser paralela a la dirección del avance de la herramienta, el aislamiento puede ser innecesario. La forma de la cavidad puede obtenerse en tales casos corrigiendo el perfil de la herramienta⁷. La cantidad de corrección necesaria debe ser determinada por la experiencia en la utilización del proceso.

13.3.7 Aplicaciones

Las aplicaciones principales del MEQ corresponden al mecanizado de materiales duros, tales como los que se utilizan cuando se presentan temperaturas de servicio elevadas. La remoción de metal para dichos materiales puede ser mucho mayor que la que se obtiene mediante los procesos convencionales de mecanizado, si estos procesos pueden usarse. La remoción de metal en materiales más blandos y dúctiles es menor que la obtenida con los procesos convencionales de mecanizado; pero aún con los materiales más dúctiles y blandos el MEQ puede ser útil para la producción precisa de formas complejas.

El MEQ ha sido utilizado con éxito en las operaciones¹¹ siguientes:

1. Mecanizado de agujeros pasantes de cualquier sección transversal, usualmente por trepanación.
2. Mecanizado de agujeros ciegos con superficies laterales paralelas
3. Mecanizado de cavidades conformadas, por ejemplo, dados para forja
4. Corte de discos metálicos.
5. Mecanizado de formas externas complejas, por ejemplo, álabes de turbinas

13.4 RECTIFICADO ELECTROLITICO

El rectificado electrolítico es una modificación del proceso de MEQ descrito anteriormente. El electrodo herramienta es una muela abrasiva, generalmente una muela de diamante con aglutinante metálico, que puede conducir la electricidad. El electrolito es suministrado entre la muela y la superficie de la pieza en la dirección del movimiento de la periferia de la muela para que sea removido de la zona de trabajo por la rotación de la muela. Las partículas abrasivas ayudan a mantener una separación constante entre la muela y la pieza. La corriente fluye

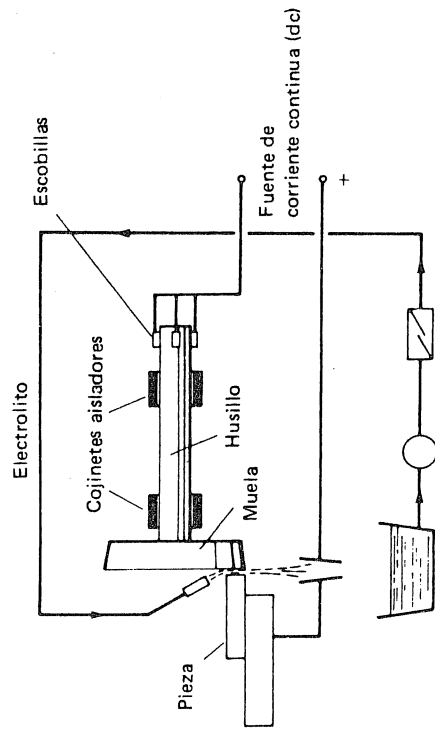


FIG. 13.5 Rectificado electroquímico.

entre la muela, la cual está conectada al terminal negativo, y la pieza, que está conectada al terminal positivo de una fuente de corriente continua (dc, fig. 13.5).

La remoción de metal puede expresarse como

$$Z_w = Z_{w_e} + Z_{w_a} \quad (13.5)$$

donde Z_w = remoción total de metal por unidad de tiempo

Z_{w_e} = metal removido electroquímicamente por unidad de tiempo

Z_{w_a} = metal removido por abrasión mecánica por unidad de tiempo

El valor de Z_{w_e} puede obtenerse si se conocen la corriente, el equivalente electroquímico del material de la pieza, y la eficiencia de la corriente. Para densidades de corriente de aproximadamente 1 MA/m^2 (700 A/pulg.^2) puede suponerse que la eficiencia de la corriente es aproximadamente 1.0. En la práctica generalmente Z_{w_e} constituye el 90 por ciento y Z_{w_a} el 10 por ciento de la remoción total de metal por unidad de tiempo Z_w .

El predominio de la acción electroquímica en esta operación de rectificado reduce el desgaste de la muela a una cantidad despreciable y esto hace posible el rectificar materiales duros muy rápidamente. Mas aún, la muela puede usarse por grandes períodos sin repararla. La elevación de temperatura y las fuerzas mecánicas son muy pequeñas, y por lo tanto se eliminan el daño térmico y las fracturas superficiales comunes en el rectificado convencional.¹²

En la aplicación del rectificado electroquímico la operación debe ser diseñada en tal forma que el área de contacto entre la pieza y la muela sea tan grande como sea posible⁹. Esta gran área de contacto proporciona la remoción de metal por unidad de tiempo más elevada para una densidad de corriente dada y permite la utilización de toda la capacidad de corriente disponible.

El rectificado electroquímico ha sido empleado con éxito en el rectificado de materiales duros conductores de la electricidad. Uno de los casos más notables de

éxito lo constituye el rectificado de herramientas previstas con pastillas de carburo¹², en donde la ausencia de fracturas residuales del rectificado en el extremo afilado y la gran remoción de material por unidad de tiempo, constituyen una gran ventaja. El ahorro producido por la disminución en el desgaste de la muela también constituye una buena economía. En el afilado de las herramientas de carburo se obtuvieron acabados superficiales del orden de $0.1 \mu\text{m}$ ($4 \mu\text{ pulg.}$).

REFERENCIAS

1. "Spark Machining," *Machinery's Yellow Book Series*, no. 46, The Machinery Publishing Co., Ltd., Brighton, Inglaterra, 1960.
2. Baker, H. Wright (ed.): "Modern Workshop Technology, Part II," Macmillan & Co., Ltd., Londres, 1967.
3. Lawrence, A. J.: The Application of Spark Erosion Machining, *J. Inst. Prod. Engrs.*, November, 1958, pág. 694.
4. Krabacher, E. J., W. A. Haggerty, C. R. Allison, y M. F. Davis: Electrical Methods of Machining, *Internat. Res. in Prod. Engrg.*, 1963, p. 232 (presented at the Internat. Prod. Engrg. Res. Conf., Pittsburgh, 1963).
5. Rudorff, D. W.: Principles and Applications of Spark Machining, *Proc. IME*, vol. 171, pág. 495, 1957.
6. Wall, D. T., and D. Strack: Suction Pump Beats Electrode Distortion, *Metalworking Prod.*, julio, 1961, pág. 71.
7. Opitz, H.: Electrical Machining Processes, *Internat. Res. in Prod. Engrg.*, 1963, p. 225 (presented at the Internat. Prod. Engrg. Res. Conf., Pittsburgh, 1963).
8. Electrochemical Machining, *Aircraft Prod.*, December, 1962, pág. 410.
9. Williams, L. A.: How to Apply Electrolytic Machining, *Tool Engr.*, diciembre, 1959, pág. 43.
10. Pockets Cut Electrolytically in Buckets, *Metalworking Prod.*, August 16, 1961.
11. Elements of Electrochemical Machining, *Cincinnati Milling Machine Co. Pbln.* M-2322-4M-162, 1962.
12. Fishlock, D.: "Electrolytic Grinding Scores Five Ways," *Metalworking Prod.*, vol. 105, pág. 73, agosto 30, 1961.

PROBLEMAS

1. Calcule la velocidad de avance posible cuando se taladra electroquímicamente un agujero de 25 mm de diámetro y se dispone de una fuente de 5 kA. Suponga que el equivalente electroquímico del material de trabajo es $0.2 \text{ m}^3/\text{gAs}$, que su densidad es $8 \text{ m}^3/\text{g}$ y que es posible obtener una eficiencia de la corriente del 80 por ciento.
2. Calcule el tiempo requerido para remover una capa de 1 mm de espesor de la cara de una pastilla de carburo cuadrada de 15 mm de lado mediante rectificado electroquímico. Suponga que la eficiencia de la corriente es 0.95, que la masa de metal removida mecánicamente corresponde al 10 por ciento de la masa total removida, que se utiliza una densidad de corriente de 1 MA/m^2 , y que la razón del equivalente electroquímico a la densidad del material de la pastilla es $27 \text{ p} \cdot \text{m}^3/\text{As}$.

Apendice I

Diseño de Dinamómetros

1.1 INTRODUCCION

Uno de los dispositivos más útiles para el trabajo experimental en el corte de metales es el dinamómetro para determinación de la fuerza de corte. El diseño de un dinamómetro, al igual que en la mayoría de problemas de este tipo, involucra un compromiso, en este caso entre un dinamómetro que posea una rigidez elevada y uno que posea una gran sensibilidad.

El principio fundamental de todos los dinamómetros consiste en la medición de las deflexiones o de las deformaciones unitarias, inducidas en la estructura del dinamómetro por la fuerza de corte resultante. El diseño de los dinamómetros difiere considerablemente y depende de la forma de medir las deflexiones; estas pueden ser determinadas directamente usando detectores de desplazamiento o mediante extensómetros eléctricos y su equipo asociado. Es ventajoso utilizar instrumentación que posea una sensibilidad elevada porque ella permite emplear un dinamómetro de gran rigidez estructural. Sin embargo, es necesario diseñar el dinamómetro de tal forma que utilice al máximo la sensibilidad del equipo disponible. En una compilación de dos parámetros utilizados en el corte de metales, Rapier¹ sugirió la utilización de dos parámetros para la comparación de la eficiencia de dinamómetros de diferente diseño; dichos parámetros son

1. La razón de desplazamiento r_d , en donde

$$r_d = \frac{Y}{x} = \frac{\text{desplazamiento medido por el instrumento}}{\text{desplazamiento de la herramienta}}$$

2. El desplazamiento de la herramienta x

En un diseño eficiente, el desplazamiento de la herramienta debe ser tan pequeño como sea posible para que no se altere la geometría del proceso de corte; además, la estructura del dinamómetro debe poseer una frecuencia natural elevada para minimizar la posibilidad de aparición de vibraciones sonoras (autoinducidas).

Para obtener una salida grande de los instrumentos es necesario que el desplazamiento y sea tan grande como sea posible. Luego, una combinación de los requisitos de un valor elevado de y y de un valor bajo de x significa que r_d (dado por y/x) debe ser tan grande como sea posible. En otras palabras, el valor de r_d sirve como guía acerca de cómo se utiliza la sensibilidad de la instrumentación. En la mayoría de los dinamómetros r_d no puede ser mayor que la unidad y por consiguiente un valor de r_d que se aproxima a la unidad corresponde generalmente a un diseño eficiente.

Como regla general, puede decirse que en el diseño de un dinamómetro para la determinación de la fuerza de corte debe evitarse la utilización de uniones apertadas o prensadas, de pivotes o de bisagras de cualquier clase porque ellos dan lugar a la histéresis ocasionada por la fricción. Por lo tanto, de ser posible, el dinamómetro siempre debe fabricarse de un solo bloque de material.

En las páginas siguientes se describen algunos de los tipos de dinamómetros más comúnmente utilizados para la determinación de dos componentes de la fuerza de corte.

1.2 DINAMOMETROS QUE UTILIZAN DETECTORES DE DESPLAZAMIENTOS

Sin duda alguna el *dinamómetro en voladizo* es el más simple de los utilizados para la determinación de dos componentes de la fuerza de corte. Un diseño avanzado de un dinamómetro de este tipo fue descrito por Chisholm² y se ilustra en la fig. 1.1. En él la herramienta de corte se fija en el extremo libre del voladizo y las deflexiones vertical y horizontal de la viga se determinan mediante detectores de desplazamientos; las lecturas de los instrumentos se consideran como una medida de las fuerzas vertical y horizontal aplicadas. A causa de la falta de alineamiento entre el filo de la herramienta y el eje de la viga, durante el corte se introduce un momento de torsión en el sistema. Sin embargo, si se utiliza una viga de sección circular dicho momento no afecta las lecturas de los instrumentos.

Se ha demostrado que con una viga perforada y cónica se obtiene una rigidez máxima combinada con una frecuencia natural elevada; en la fig. 1.1 puede

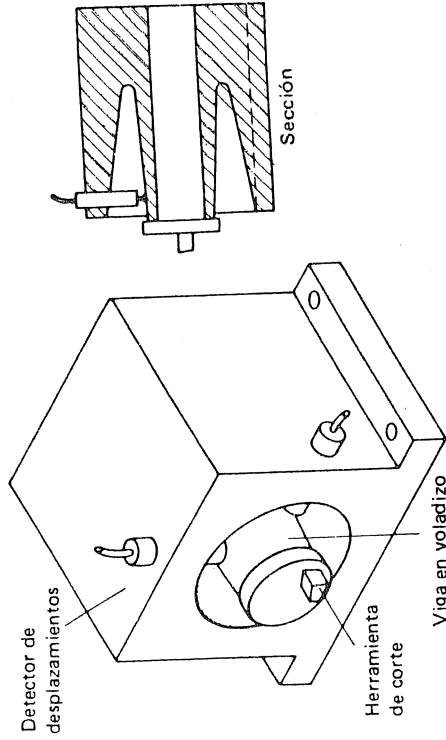


FIG. I.1 Dinamómetro en voladizo.

apreciarse que la viga y los soportes para los detectores fueron mecanizados de una pieza sólida de material para evitar de esta forma la necesidad de ensamblar miembros individuales. La razón de desplazamiento para este modelo de dinamómetro depende de la forma de la viga y de la posición del instrumento detector del desplazamiento.

A continuación se desarrollará una expresión para la razón de desplazamiento de un dinamómetro en voladizo. Para simplicidad en este ejemplo, se supone que la viga tiene sección uniforme, y que el filo de la herramienta no sobresale del extremo libre.

Para la situación ilustrada en la fig. I.2, la deflexión por unidad de carga x/F_d de la punta de la herramienta está dada por

$$\frac{x}{F_d} = \frac{l_d^3}{3EI} \quad (I.1)$$

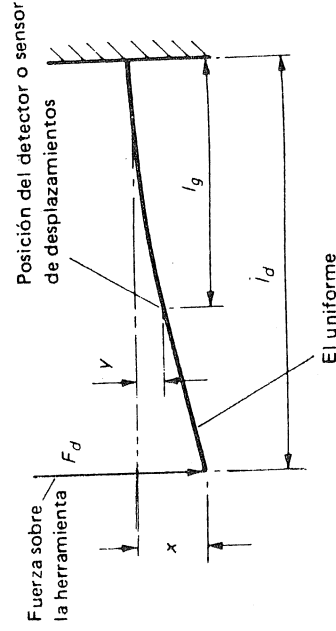


FIG. I.2 Determinación de la razón de desplazamiento para un dinamómetro en voladizo.

en donde F_d = fuerza aplicada

l_d = longitud de la viga

EI = rigidez a flexión de la viga

La deflexión por unidad de carga y/F_d del punto en donde se encuentra ubicados los detectores de desplazamientos, o sea a una distancia l_g medida a partir del empotramiento, es

$$\frac{y}{F_d} = \frac{l_d l_g^2}{6EI} \left(3 - \frac{l_g}{l_d} \right) \quad (I.2)$$

Luego la razón de desplazamiento $r_d = y/x$ puede calcularse de las ecuaciones (I.1) y (I.2):

$$r_d = \frac{1}{2} \left(\frac{l_g}{l_d} \right)^2 \left(3 - \frac{l_g}{l_d} \right) \quad (I.3)$$

En la mayoría de los diseños de dinamómetros de este tipo l_g/l_d es aproximadamente 0.9 y por consiguiente r_d es del orden de 0.85.

Una ventaja del tipo de dinamómetro ilustrado en la fig. I.1, consiste en la posibilidad de enfriar internamente el dinamómetro con un flujo continuo de agua. Este tipo de enfriamiento reduce el efecto indeseable de las deformaciones térmicas, inducidas por la conducción del calor generado en la zona de corte, en la estructura del dinamómetro. Un dinamómetro enfriado por agua es muy útil cuando se realizan ensayos prolongados en los cuales el efecto de las temperaturas elevadas generadas en el filo de la herramienta impide la utilización de muchos tipos de dinamómetros, específicamente los tipos que utilizan extensómetros eléctricos y que serán descritos posteriormente. Otra ventaja del diseño mostrado en la fig. I.1 consiste en que el dinamómetro se encuentra totalmente libre de "interacción", es decir, los detectores son sensibles solamente a las fuerzas respectivas.

Otro tipo de dinamómetro para la determinación de dos componentes de la fuerza de corte fue descrito por Shaw³. Este diseño se ilustra en la fig. I.3 y se conoce como *dinamómetro ranurado en voladizo*. En este modelo la fuerza de corte trata de doblar la estructura alrededor de su punto más débil; así, la componente vertical de la fuerza resultante flexionará la estructura alrededor de un eje que pasa por el punto A y la componente horizontal flexionará la estructura alrededor de un eje que pasa por el punto B (fig. I.3). Se utilizan dos detectores de desplazamientos para medir dichas distorsiones, y sus registros se calibran para obtener una medida de las fuerzas aplicadas. Para este modelo la razón de desplazamiento de cada componente es diferente, pero puede lograrse que las razones de desplazamiento se aproximen o sean mayores que la unidad.

Una de las desventajas mayores del dinamómetro ranurado en voladizo, diferente de la dificultad para analizar las deflexiones de la estructura, consiste en la

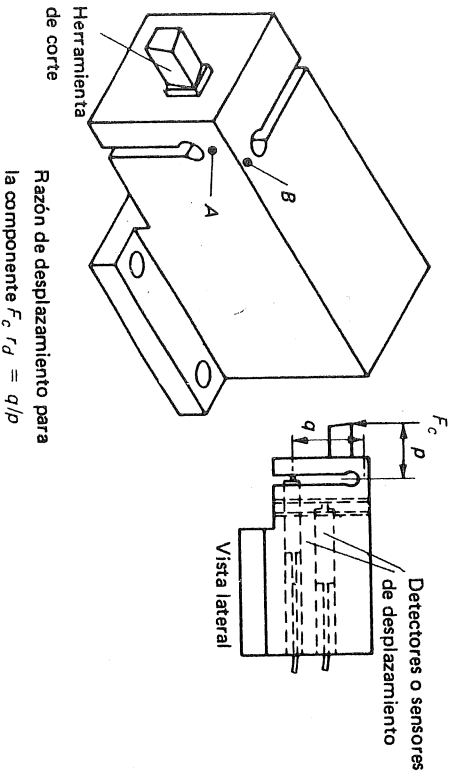


FIG. 1.3 Dinamómetro ranurado en voladizo.

imposibilidad de evitar la interacción entre las componentes de la fuerza de corte. El autor obtuvo una interacción de un 15 por ciento utilizando un dinamómetro de diseño eficiente. En consecuencia, cuando en la calibración se aplicó una carga vertical, se obtuvo un valor para la componente horizontal igual al 15 por ciento del valor obtenido para la componente vertical. Aunque la interacción puede considerarse en las ecuaciones de calibración por el instrumento, el grado de interacción debe mantenerse entre el 3 y 4 por ciento para evitar errores grandes cuando se trata de determinar una componente relativamente pequeña de la fuerza en la presencia de una segunda componente grande.

1.3 DINAMOMETROS QUE UTILIZAN ELONGAMETROS ELECTRICOS

A partir de sugerencias publicadas por el Instituto Tecnológico de Massachusetts (MIT)⁴ se desarrollaron con éxito algunos dinamómetros que utilizan extensómetros eléctricos y que son denominados *dinamómetros de extensómetros eléctricos*. En este tipo de dinamómetros la existencia de nodos de deformación en determinadas secciones de un anillo circular cargado permite separar las deformaciones inducidas por fuerzas verticales y horizontales. Si se aplica una fuerza vertical F_v a un anillo circular (fig. 1.4), la deformación máxima tiene lugar en los puntos del anillo localizados sobre los diámetros que forman los puntos de deformación nula están localizados sobre los diámetros que forman un ángulo de 39.6° con la vertical. Si se aplica al anillo una fuerza horizontal F_h y se impide que este ruede, los nodos de deformación están ubicados sobre el diámetro horizontal y los nodos para la fuerza vertical presentan deformaciones. Luego, si se colocan extensómetros eléctricos sobre el anillo en las posiciones correspondientes a los nodos descritos anteriormente, los extensómetros coloca-

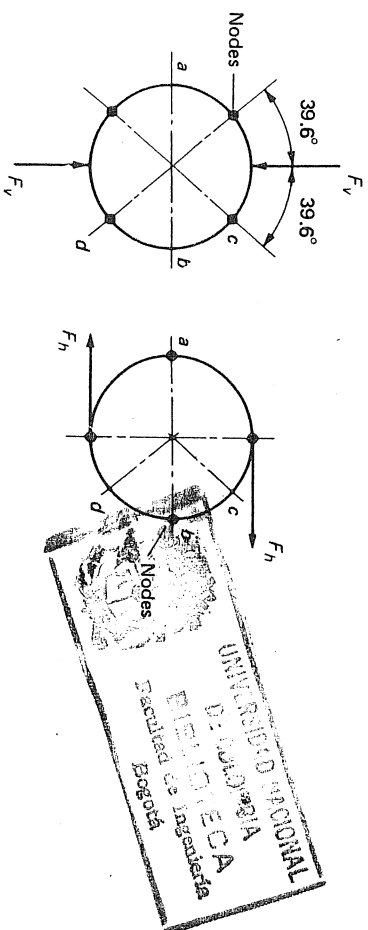
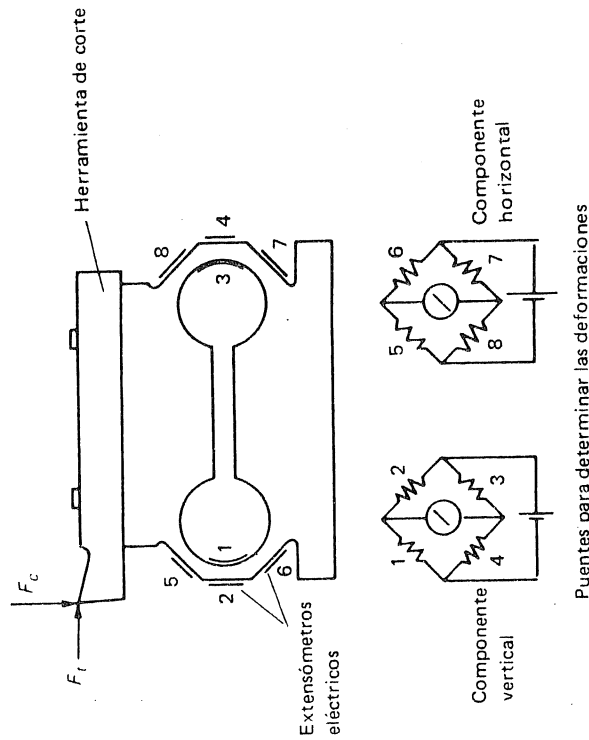


FIG. 1.4 Nodos en un anillo.

dos sobre el diámetro horizontal (puntos a y b , fig. 1.4) serán sensibles a la componente vertical de la fuerza aplicada, mientras que los colocados sobre los diámetros a 39.6° de la vertical responderán a la componente horizontal de la fuerza aplicada. Un dinamómetro de extensómetros eléctricos para la determinación de una fuerza de dos componentes basado en esta idea se ilustra en la fig. 1.5 y se encuentra completamente descrito en la literatura⁵. El diseño mostrado en la fig. 1.5 consta de dos medios anillos que soportan la herramienta de corte; las superficies planas simplifican el problema del montaje de los extensómetros eléctricos sobre el anillo. Los dos grupos de extensómetros, conectados en puentes diferentes, se montan en la forma siguiente:

1. Para medir la componente vertical de la fuerza aplicada, los extensómetros denominados 1,2,3,4 se montan sobre el eje horizontal de los anillos medios; cuando se aplica una fuerza vertical, los extensómetros 1 y 3 registrarán la deformación de compresión y los extensómetros 2 y 4 registrarán la deformación de tensión. Por lo tanto, si los extensómetros se conectan en un puente como se ilustra en la fig. 1.5, todos serán activos, y se logrará la compensación de temperatura.
2. Para determinar la componente horizontal de la fuerza aplicada, los extensómetros 5,6,7 y 8 se montan sobre las superficies inclinadas del dinamómetro; cuando se aplica una fuerza horizontal, los extensómetros 5 y 7 registrarán la deformación de compresión, y los extensómetros 6 y 8 registrarán la deformación de tensión. De nuevo, se cuenta con cuatro extensómetros activos.

Con un dinamómetro de extensómetros eléctricos es difícil calcular la razón de desplazamiento porque el término "desplazamiento medido por el detector" utilizado en su definición no es estrictamente aplicable en este caso. La utilización de cuatro extensómetros activos en cada puente aumenta cuatro veces la sensibilidad del instrumento sin afectar el desplazamiento de la herramienta. Es suficiente anotar que el dinamómetro descrito ha sido empleado con éxito



Puentes para determinar las deformaciones

FIG. 1.5 Dinamómetro de anillo octogonal.

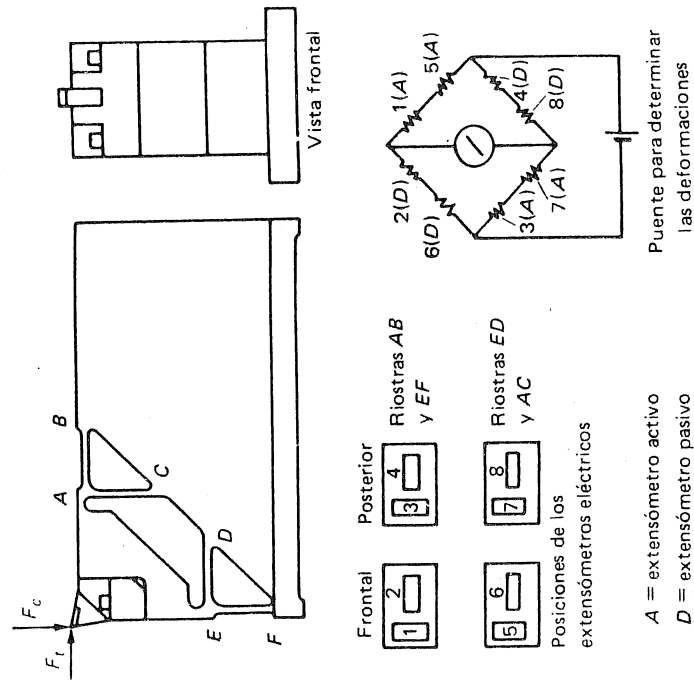


FIG. 1.6 Dinamómetro de riostros.

en muchas investigaciones, y se ha logrado una rigidez adecuada junto con una sensibilidad suficiente. Estos dinamómetros presentan una interacción baja y una histéresis no detectable.

Finalmente en la fig. 1.6 se ilustra un dinamómetro que posee gran rigidez y fue descrito por el autor⁶. En este tipo de dinamómetro la herramienta de corte es soportada mediante cuatro riostros, AB , AC , ED y EF . Los extensómetros eléctricos se montan sobre estas riostros y se conectan en dos puentes compensados para temperaturas tales que la salida del primer puente corresponda a la suma de las deformaciones en las riostros horizontales AB y ED y la salida del segundo puente corresponda a la suma de las deformaciones en las riostros verticales AC y EF . Si se aplica una fuerza vertical a la herramienta y si los momentos en los extremos de todas las riostros son despreciables, las deformaciones en las dos riostros horizontales serán iguales en magnitud pero de signo opuesto. Por tanto, la suma de las deformaciones en las riostros horizontales será cero, y la fuerza aplicada será registrada por la suma de las deformaciones en las riostros verticales. En forma semejante, una fuerza horizontal será detectada por los extensómetros montados sobre las riostros horizontales, mientras que se obtendrá una salida nula del puente constituido por los extensómetros montados sobre las riostros verticales. Por lo tanto el dinamómetro está teóricamente libre de interacción. Se ha demostrado que los momentos que actúan en los extremos de las riostros poseen un efecto despreciable y que el dinamómetro posee una interacción baja. Además, este tipo de dinamómetro tampoco presenta histéresis, por lo que es fabricado a partir de un bloque de material y ha sido utilizado con éxito en trabajos de investigación.

REFERENCIAS

1. Rapier, A. C.: Cutting Force Dynamometers, H. M. Stationery Office, *NEL Plasticity Rep.* 158, 1959.
2. Chisholm, A. W. J.: Progress Report on the Wear of Cutting Tools, H. M. Stationery Office, *MERL Plasticity Rep.* 106, 1955.
3. Shaw, M. C.: "Metal Cutting Principles," MIT Press, Cambridge, Mass., 1955.
4. Loewen, E. G., E. R. Marshall, and M. C. Shaw: Electric Strain Gauge Tool Dynamometers, *Proc. Soc. Exp. Stress Anal.*, vol. 8, pág. 1, 1951.
5. Koenigsberger, F., K. D. Marwaha, and A. J. P. Sabberwal: Design and Performance of Two Milling Force Dynamometers, *Prod. Engineer*, vol. 37, no. 12, pág. 727, 1958.
6. Boothroyd, G.: A Metal Cutting Dynamometer, *Engineer. Londres*, vol. 213, pág. 351, 1962.

Apendice II

Experimentos de Laboratorio

La siguiente serie de experimentos de laboratorio está diseñada para ilustrar muchos de los fenómenos importantes que tienen lugar durante el corte de metales con herramientas de filo principal único; también para ilustrar muchas de las técnicas utilizadas en el trabajo experimental en el área mencionada. Por supuesto, es posible diseñar otros experimentos que utilicen herramientas de filos múltiples para ilustrar los mismos fenómenos básicos. Cada experimento puede desarrollarse durante una sesión de 3 horas con la excepción del Experimento 1, el cual requerirá dos sesiones si los estudiantes llevan a cabo la preparación de muestras para la observación metalográfica.

II.1 EXPERIMENTO 1: ESTUDIO DE LA FORMACION DE LA VIRUTA

II.1.1 Introducción

Durante el proceso de mecanizado, capas de metal son sistemáticamente removidas de la pieza por la acción de una herramienta de corte en forma de cuña. El metal removido se denomina viruta, y en la práctica es posible producir tres tipos distintos de virutas: una viruta continua, una viruta continua con un filo

recrecido sobre la cara de la herramienta, y una viruta discontinua. El tipo de viruta producida durante una operación específica de mecanizado depende de los materiales de la pieza y de la herramienta, de la geometría y de la velocidad del proceso de corte, y de la existencia o ausencia de lubricación. El propósito de este experimento consiste en ilustrar los diversos tipos de viruta que pueden producirse durante el mecanizado y examinar el efecto de la lubricación sobre la formación de la viruta.

La viruta continua producida con ausencia de un filo recrecido sobre la cara de la herramienta es generalmente el tipo de viruta más deseable para el estudio experimental. Este tipo de viruta, obtenida durante la mecanización en condiciones apropiadas de materiales dúctiles, se forma como resultado del cizallamiento continuo del material de la pieza. La viruta, endurecida substancialmente por deformación, fluye por la cara de la herramienta en donde existen esfuerzos normales y de fricción grandes. En el corte en seco (sin lubricación) el esfuerzo normal sobre la cara de la herramienta es tal que la razón entre las áreas de contacto real y aparente es igual a la unidad en una parte de la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta. En esta región no existe movimiento relativo en la interfase entre la viruta y la herramienta, y la viruta se deforma (deformación secundaria). En la parte restante de la zona con contacto entre la viruta y la herramienta, el área real de contacto es menor que el área aparente, y tiene lugar el movimiento relativo en la interfase.

En la mecanización de ciertos materiales dúctiles a baja velocidad se ha observado que un filo recrecido se forma sobre la cara de la herramienta. En las condiciones de un filo recrecido una sección de la viruta se adhiere a la cara de la herramienta, y el cizallamiento ocurre sobre un plano dentro de la viruta. Durante el mecanizado el filo recrecido aumenta a menudo hasta que se vuelve inestable; entonces se parte y los fragmentos resultantes pasan sobre la cara y la zona de desgaste de la herramienta al ser arrastrados por la superficie de la viruta en contacto con la herramienta y por la superficie de trabajo de la pieza respectivamente. Por tanto, se obtiene una superficie rugosa sobre la pieza cuando se mecaniza en estas condiciones.

Se ha demostrado que la utilización de un lubricante durante una operación de mecanizado reduce a menudo la tendencia de formación del filo recrecido. Se cree que se produce una reducción en el esfuerzo de cizalladura en la zona de contacto entre la viruta y la herramienta. Por lo tanto el cizallamiento ocurre en la superficie de contacto entre la viruta y la herramienta, en lugar de ocurrir dentro del material de la viruta, y el filo recrecido desaparece.

El filo recrecido puede eliminarse en otras formas. Generalmente se acepta que un aumento en el avance, un aumento en la dureza inicial del material de la pieza, y una disminución en el ángulo de inclinación normal conducen a una disminución en la velocidad por debajo de la cual se formará el filo recrecido.

En la mecanización de materiales quebradizos se producen virutas discontinuas, la fractura ocurre en la zona de deformación primaria, y la viruta se vuelve segmentada.

II.1.2 Equipo

1. Torno o limadora
2. Materiales de trabajo en forma tubular (para el torno) o en forma de platina (para la limadora); se incluyen:
 - a. Cobre
 - b. Latón que contenga 70 por ciento de cobre y el 30 por ciento de zinc
 - c. Hierro puro o acero dulce
3. Dos herramientas de acero rápido, una con un ángulo de inclinación normal de 15° y la otra con un ángulo de inclinación normal de 35° .
4. Una pequeña cantidad de tetracloruro de carbono
5. Equipo necesario para el montaje, preparación, y examen metalográfico de muestras de viruta.

II.1.3 Procedimiento

El torno, o la limadora, debe ser alistado de tal forma que el material de la pieza pueda ser mecanizado ortogonalmente con una herramienta de corte de acero rápido y ligeramente más ancha que el espesor de la pared del tubo o que el espesor de la platina. Las superficies de la pieza y de la herramienta deben limpiarse cuidadosamente, y la velocidad y el avance deben seleccionarse de acuerdo al material por mecanizar tal como se propone en la tabla II.1. Una vez que se haya aplicado todo el avance, la acción de corte debe detenerse súbitamente desembragando la máquina. Entonces se corta la muestra de la pieza, teniendo el cuidado de no dañar la viruta en la región correspondiente a la zona de corte. Durante la prueba con lubricación, el tetracloruro de carbono debe aplicarse tanto a la herramienta como a la pieza durante el mecanizado. Debe tenerse cuidado en la utilización de este lubricante porque produce vapores tóxicos.

Cada muestra debe montarse, esmerilarse hasta obtener una sección próxima al centro, pulirse, atacarse con una solución apropiada, y examinarse con un microscopio metalográfico de bajo poder. Las figs. 2.5, 2.6, 2.7 ilustran ejemplos típicos de muestras de virutas producidas.

TABLA II.1 Velocidades de corte y avances para varios materiales

Material	Angulo de inclinación normal, grados	Velocidad		Avance		Tipo de viruta
		m/s	pies/min	mm	Pulgada	
Cobre	35	0.1	20	0.25	0.01	Ninguno
70/30 latón	15	0.1	20	0.5	0.02	Ninguno
Hierro puro	35	0.1	20	0.25	0.01	Ninguno
Hierro puro	35	0.1	20	0.25	0.01	Tetra- cloruro de carbono
						filo recrecido
						Continua con filo recrecido
						reducido

Debe observarse que no es posible obtener una muestra apropiada para examinarla si la viruta es completamente discontinua. Para obtener esta muestra es necesario seleccionar unas condiciones de corte tales que produzcan una viruta que sea continua pero que presente discontinuidades en sus superficies laterales. En la preparación de esta muestra para el examen metalográfico debe tomarse una sección próxima a una superficie lateral.

Debe recordarse que el objetivo del método descrito anteriormente para producir muestras "detenidas súbitamente" es simplemente producir ejemplos típicos de los diversos tipos de formación de virutas. En el trabajo de investigación, en donde es deseable estudiar el proceso de deformación cuando se corta el material en condiciones especificadas, este método resulta poco apropiado a causa del tiempo, relativamente largo, requerido para la suspensión del proceso de corte. En el trabajo de investigación debe utilizarse un dispositivo que permita la suspensión del corte mediante la eliminación rápida de la velocidad relativa entre la pieza y la herramienta. Un dispositivo típico de parada rápida que puede ser utilizado en el trabajo de investigación fue descrito en el cap. 2.

II.2 EXPERIMENTO 2: CALIBRACION DE UN DINAMOMETRO PARA DETERMINAR DOS COMPONENTES DE LA FUERZA DE CORTE

II.2.1 Introduccion

El dinamómetro para la determinación de la fuerza de corte es uno de los dispositivos más útiles en el trabajo experimental sobre corte de metales. Dicho dispositivo permite investigar la influencia de cambios en las condiciones de corte sobre las fuerzas en el mecanizado de varios materiales. A partir de la medición de estos efectos es posible determinar ciertos parámetros de interés, tales como el coeficiente medio de fricción sobre la cara de la herramienta, la resistencia media efectiva a la cizalladura del material de trabajo durante el mecanizado, y el consumo de potencia.

En el mecanizado ortogonal se requiere que el dinamómetro mida la fuerza de corte F_c y la fuerza de empuje F_t , o componentes de la fuerza de corte, normal y paralela a la dirección de corte, respectivamente.

Es bastante difícil diseñar un dinamómetro en tal forma que cada una de las lecturas dependa solamente de la componente respectiva. El propósito de este experimento consiste en calibrar un dinamómetro y en demostrar cómo deben hacerse las correcciones necesarias para considerar el efecto denominado sensibilidad cruzada o interacción, entre las lecturas de los componentes.

II.2.2 Equipo

1. Un dinamómetro para la determinación de dos componentes de la fuerza de corte y el equipo de registro necesario.

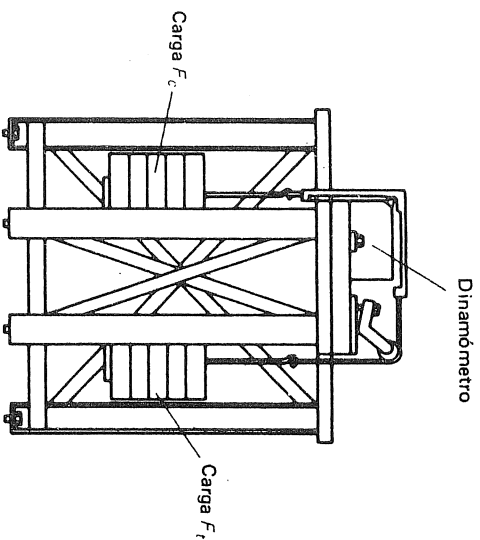


FIG. 11.1 Disposición para la calibración de un dinamómetro para la determinación de dos componentes de la fuerza de corte.

2. Mesa de calibración que permita aplicar cargas en las direcciones de empuje (horizontal) y de corte (vertical).
3. Un juego de 10 pesas de 20 kg. cada una.

11.2.3 Procedimiento

La fig. 11.1 ilustra el dispositivo ensamblado para la calibración. Inicialmente se aplica un peso de asentamiento de 20 kg. a cada gancho para eliminar cualquier juego que exista en el sistema de carga, bajo esta precarga el sistema de registro se balancea y normaliza. La carga en una dirección se aumenta en incrementos de 20 kg. y deben anotarse las lecturas de los indicadores después de cada incremento. Después de alcanzar la carga máxima, debe verificarse la histeresis repitiendo las observaciones durante la descarga. Este procedimiento debe repetirse para la segunda componente y finalmente, deben tomarse lecturas de verificación cargando simultáneamente las dos componentes con pesos escogidos arbitrariamente.

11.2.4 Análisis de los resultados

La fig. 11.2 ilustra las curvas típicas de calibración obtenidas para un dinamómetro para la determinación de dos componentes de la fuerza de corte. Puede apreciarse que aunque todas las relaciones obtenidas entre las lecturas y las fuerzas aplicadas son lineales y no existe histeresis, la lectura de cada componente fue sensible a las cargas aplicadas en la dirección de la otra componente. Luego, existe interacción entre las dos componentes y debe ser compensada mediante la utilización de ecuaciones de calibración. Las pendientes de las líneas para las lectu-

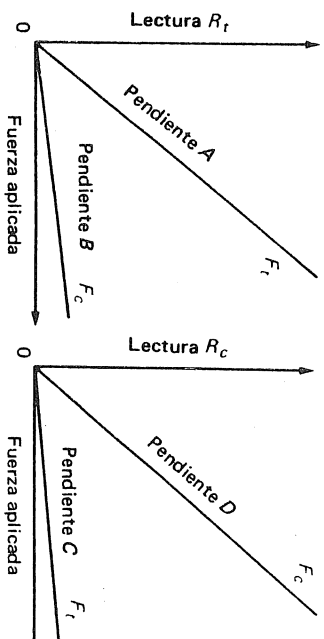


FIG. 11.2 Curvas de calibración para el dinamómetro.

ras horizontal (R_t) y vertical (R_c) son A y C respectivamente, cuando el dinamómetro se carga en la dirección de empuje (F_t) y son B y D, cuando se carga en la dirección de corte (F_c). Con las cargas F_t y F_c aplicadas simultáneamente se obtendría la lectura siguiente para la componente horizontal

$$R_t = A F_t + B F_c \quad (11.1)$$

y la lectura para la componente vertical sería

$$R_c = D F_c + C F_t \quad (11.2)$$

Según la ecuación (11.1),

$$F_t = \frac{R_t - B F_c}{A} \quad (11.3)$$

según la ecuación (11.2)

$$F_t = \frac{R_c - D F_c}{C} \quad (11.4)$$

y según las ecuaciones (11.3) y (11.4),

$$\frac{R_t - B F_c}{A} = \frac{R_c - D F_c}{C} \quad (11.5)$$

Reagrupando la ecuación (11.5) se obtiene

$$F_c = \frac{A R_c - C R_t}{A D - B C} \quad (11.6)$$

y en forma semejante,

$$F_t = \frac{DR_t - BR_c}{AD - BC} \quad (11.7)$$

Las ecuaciones (11.6) y (11.7) pueden ser reescritas como

$$\begin{aligned} F_c &= \frac{A}{X} R_c - \frac{C}{X} R_t \\ F_t &= \frac{D}{X} R_t - \frac{B}{X} R_c \end{aligned} \quad (11.8)$$

en donde $x = AD - BC$

Las ecuaciones (11.8) pueden ser utilizadas para calcular F_c y F_t a partir de las lecturas para las componentes vertical (R_c) y horizontal (R_t) obtenidas durante la prueba de corte.

Como una prueba de la precisión de la calibración de las lecturas obtenidas cuando se aplicaron simultáneamente cargas a las dos componentes pueden reemplazarse en las ecuaciones (11.8) y compararse los resultados con las magnitudes de las cargas aplicadas.

11.3 EXPERIMENTO 3: EFECTO DE LA VELOCIDAD Y EL AVANCE EN EL MECANIZADO ORTOGONAL

11.3.1 Introducción

En el mecanizado de metales los cambios en la velocidad de corte y en el avance producen ciertos efectos importantes. Dichos efectos pueden medirse en términos de un número de parámetros denominados,

1. La energía específica de corte p_s , el trabajo empleado en el corte por unidad de volumen del material removido, la cual está dada por

$$p_s = \frac{F_c}{A_c} \quad (11.9)$$

en donde F_c es la componente de corte de la fuerza resultante sobre la herramienta, y A_c es el área de la sección de la viruta sin cortar.

2. El módulo de corte r_c , el cual está dado por

$$r_c = \frac{a_c}{a_o} \quad (11.10)$$

en donde a_c es el espesor de la viruta no deformada, y a_o es el espesor de la viruta.

3. El ángulo medio de fricción sobre la cara de la herramienta β , el cual puede obtenerse de

$$\frac{F_t}{F_c} = \tan(\beta - \gamma_{ne}) \quad (11.11)$$

en donde γ_{ne} es el ángulo de inclinación normal efectivo, y F_t es la componente de empuje de la fuerza resultante sobre la herramienta.

4. La resistencia aparente a la cizalladura del material de trabajo, τ_s , la cual corresponde al esfuerzo cortante que actúa sobre el plano de cizalladura y está dado por

$$\tau_s = \frac{(F_c \cos \phi - F_t \sin \phi)}{A_c} \quad (11.12)$$

en donde ϕ es el ángulo de cizalladura y está dado por

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma_{ne}}{1 - r_c \sin \gamma_{ne}} \quad (11.13)$$

11.3.2 Equipo

1. Torno
2. Pieza tubular de latón 85/15
3. Un dinamómetro para la determinación de dos componentes de la fuerza de corte y el equipo de registro necesario.
4. Una herramienta de corte de acero rápido con un ángulo de inclinación normal de 25°

11.3.3 Selección de las condiciones de corte

Cuando se observan los efectos de cambios en la velocidad de corte sobre el proceso de corte, se encuentra que los cambios más significativos ocurren en el rango de las velocidades de corte bajas; las condiciones tienden a volverse consistentes a velocidades de corte elevadas. En el trabajo experimental es ventajoso seleccionar las velocidades individuales en progresión geométrica y graficar los resultados finales sobre una escala logarítmica. En esta forma se obtienen resultados experimentales igualmente espaciados.

Cuando se observan los efectos de cambios en el avance o en el espesor de la viruta no deformada, es deseable cubrir un rango tan amplio como sea posible; tal vez el mejor procedimiento consiste en seleccionar incrementos iguales a partir del avance más pequeño disponible hasta el mayor avance que la máquina puede admitir, a la velocidad de corte más elevada que se va a emplear. A continuación se da un rango típico de velocidades y avances apropiados.

Velocidad de corte v , m/s	0.05	0.1	0.2	0.4
Velocidad de corte v , pies/s	10	20	40	80
Avance f , mm	0.05	0.125	0.25	0.375
Avance f , pulg.	0.002	0.005	0.010	0.015

11.3.4 Procedimiento

Con la disposición para el corte ortogonal ilustrada en la fig. 11.3 pueden medirse las componentes F_c y F_t de la fuerza de corte y recogerse las virutas producidas para cada una de las condiciones mostradas anteriormente. Por lo tanto, se investigan 16 condiciones de corte.

La medición del espesor de la viruta producida durante cada ensayo puede realizarse con un micrómetro de puntos esféricos si la viruta es razonablemente recta y sus superficies son lisas. Si la viruta no es recta y no posee superficies lisas, el espesor de la viruta puede ser estimado pesando una muestra de la viruta de longitud conocida y utilizando la expresión

$$a_0 = \frac{m_c}{\rho l_c a_w} \quad (11.14)$$

en donde m_c = masa de la muestra de la viruta

l_c = longitud de la muestra de la viruta

a_w = ancho de la viruta

ρ = densidad del material de trabajo

Finalmente, la energía específica de corte P_s , el módulo de corte Γ_c , el ángulo medio de fricción sobre la cara de la herramienta, β , y la resistencia aparente a la

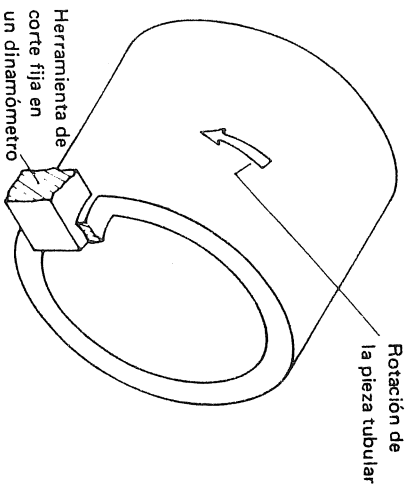


FIG. 11.3 Corte ortogonal de un torno

cizalladura del material de trabajo τ_s se calculan a partir de las ecuaciones (11.9), (11.10), (11.11) y (11.12) respectivamente. Cada uno de estos factores debe ser graficado contra el logaritmo de la velocidad de corte ($\log v$), para cada valor del espesor de la viruta no deformada a_c , y contra a_c para cada valor de v .

11.3.5 Discusión

A partir de los resultados que muestran el efecto de los cambios en la velocidad de corte generalmente pueden formularse las observaciones que se enumeran a continuación:

El módulo de corte aumenta a medida que la velocidad de corte se incrementa. La viruta se vuelve más delgada, y el área del plano de cizalladura se reduce. Como los resultados generalmente demuestran que la resistencia aparente a la cizalladura del material y el ángulo medio de fricción sobre la cara de la herramienta permanecen sensiblemente constantes, se puede concluir que las fuerzas requeridas para producir la viruta disminuyen. Esto explica la reducción en la energía específica de corte cuando la velocidad de corte aumenta, obteniéndose un mejoramiento en la eficiencia de la operación en términos del trabajo requerido para remover un volumen de metal dado.

A partir de los gráficos que demuestran el efecto de los cambios en el avance o en el espesor de la viruta no deformada sobre los parámetros medidos, generalmente puede apreciarse que para avances grandes los parámetros P_s y τ_s son constantes. Sin embargo, cuando se reduce el avance, aumentan la energía específica de corte y la resistencia aparente a la cizalladura del material de trabajo. Estos fenómenos pueden atribuirse al efecto de la denominada "fuerza que actúa en la nariz de la herramienta", la cual es una combinación de la fuerza requerida para forzar la penetración del filo de la herramienta a través de la pieza y la fuerza que actúa sobre una zona pequeña del flanco de la herramienta que desliza sobre la superficie de la pieza recientemente mecanizada. Se cree que la fuerza que actúa sobre la nariz de la herramienta es independiente de la magnitud del espesor de la viruta no deformada y, por consiguiente, constituye un porcentaje creciente de la fuerza total que actúa sobre la herramienta cuando disminuye el espesor de la viruta no deformada. Los resultados indicarán que el proceso de corte se vuelve menos eficiente cuando se reduce el avance, y explicarán la razón por la cual aquellos procesos de mecanizado, tales como el fresado y el rectificado, que producen virutas muy delgadas, requieren más potencia para una remoción de metal por unidad de tiempo dada.

11.4 EXPERIMENTO 4: EFECTO DEL ANGULO DE INCLINACION NORMAL EN EL MECANIZADO ORTOGONAL

11.4.1 Introducción

En el pasado, se han producido varias teorías que predicen el efecto del ángulo de inclinación normal efectivo γ_{ne} y del ángulo medio de fricción β sobre el

ángulo de cizalladura ϕ . Dos de las teorías mejor conocidas son las de Ernst y Merchant y de Lee y Shaffer, las cuales dan las relaciones siguientes:

$$\text{Ernst y Merchant:} \quad 2\phi + \beta - \gamma_{ne} = \frac{\pi}{2} \quad (\text{II.15})$$

$$\text{Lee y Shaffer:} \quad \phi + \beta - \gamma_{ne} = \frac{\pi}{4} \quad (\text{II.16})$$

Este experimento investiga los efectos de cambios en el ángulo de inclinación efectivo γ_{ne} sobre la energía específica de corte P_s , el ángulo de cizalladura ϕ , la resistencia aparente a la cizalladura del material de trabajo τ_s , y el ángulo medio de fricción β . Los resultados deben ser comparados con los predichos por las teorías representadas por las ecuaciones (II.15) y (II.16).

II.4.2 Equipo

El equipo es idéntico al utilizado en el experimento 3, excepto que se requieren cuatro herramientas de corte de acero rápido con ángulos de inclinación normal de 15° , 25° , 35° , y 45° .

II.4.3 Procedimiento

Para una velocidad de corte de 0.2 m/s (40 pies/min) y un avance de 0.5 mm (0.02 pulg.) deben medirse las componentes F_c y F_t de la fuerza corte y el espesor de la viruta a_c en la forma descrita en el experimento 3 para cada uno de los ángulos de inclinación.

Los parámetros P_s , β , y ϕ se calculan utilizando las ecuaciones (II.9), (II.11), y (II.13) respectivamente, y se grafican contra el ángulo de inclinación normal efectivo. Finalmente, el ángulo de cizalladura ϕ se grafica contra $\beta - \gamma_{ne}$ y el resultado se compara con las relaciones dadas por las ecuaciones (II.15) y (II.16).

II.4.4 Discusión

Se apreciará que la energía específica de corte disminuye y que el ángulo de cizalladura aumenta si el ángulo de inclinación normal efectivo aumenta. Por lo tanto se demuestra que la eficiencia del proceso de corte es mayor con ángulos grandes de inclinación. El aumento que ocurre en el ángulo medio de fricción sobre la cara de la herramienta cuando γ_{ne} aumenta puede explicarse en la forma siguiente:

Durante el mecanizado, los esfuerzos normales entre la viruta y la herramienta son tan elevados que las áreas de contacto real y aparente son iguales sobre la mayor parte de la zona de contacto entre la viruta y la herramienta. En esta región el esfuerzo de fricción en la interfase entre la viruta y la herramienta es igual

a la resistencia a la cizalladura del material de la viruta y es constante independientemente de la magnitud del esfuerzo normal. Cuando se aumenta el ángulo de inclinación normal efectivo, el esfuerzo normal disminuye en la zona de contacto entre la viruta y la herramienta, y como el esfuerzo de fricción permanece constante, el ángulo medio de fricción aumenta.

La comparación de los resultados experimentales con las ecuaciones (II.15) y (II.16) demuestra que no se obtiene concordancia cuantitativa entre la teoría y el experimento. Sin embargo, de un aumento en el ángulo de inclinación normal efectivo γ_{ne} siempre se obtiene un aumento en el ángulo de cizalladura ϕ , y existe una relación lineal entre ϕ y $\beta - \gamma_{ne}$.

II.5 EXPERIMENTO 5: EFECTO DE LA UTILIZACION DE UN LUBRICANTE

II.5.1 Introducción

En el mecanizado de metales sin la utilización de lubricantes se ha establecido que en el contacto de fricción entre la viruta y la herramienta pueden distinguirse dos zonas distintas: una zona de fricción adhesiva (pegajosa) y una zona de fricción deslizante. En la zona de adhesión el esfuerzo normal es tan grande que las áreas de contacto real y aparente son iguales, y no existe movimiento relativo en la interfase entre la viruta y la herramienta (la viruta se cizalla interiormente). En la región de deslizamiento el esfuerzo normal es menor, y el área real de contacto es menor que la aparente. Por lo tanto, en esta zona puede existir movimiento relativo en la interfase. Las condiciones de fricción existentes en el área de contacto entre la viruta y la herramienta son fundamentalmente diferentes en las zonas mencionadas.

El experimento 1 demostró que la utilización del tetracloruro de carbono en una operación en la cual usualmente se presenta el fenómeno de recrecimiento del filo, en condiciones de corte sin lubricación, produce la desaparición del filo recrecido y mejora el acabado superficial. La utilización de un lubricante puede producir otras mejoras en las características del mecanizado; especialmente,

1. Una acción refrigerante, reduciendo tanto el nivel general de la temperatura en el mecanizado como el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo.
2. Una reducción en las fuerzas requeridas para vencer la fricción en la cara de la herramienta.
3. Una modificación de las propiedades de flujo por cizallamiento del material en las zonas de deformación primaria y secundaria.

Se ha sugerido que en el corte de metales las condiciones de temperatura y presión existentes en la superficie de contacto entre la viruta y la herramienta son tales que puede ocurrir una reacción química entre un lubricante apropiado y la viruta recién cizallada. Se produce así un compuesto químico en la interfase

entre la viruta y la herramienta; dicho compuesto actúa como un lubricante sólido límite y reduce el esfuerzo de cizalladura en esa zona.

Se han esbozado muchas teorías que pretenden explicar la forma en la cual un lubricante puede penetrar hasta la interfase entre la viruta y la herramienta. Las ideas más recientes parecen indicar que un fluido químico puede alcanzar dicha superficie por difusión a través de la zona de deformación primaria. Como el proceso de difusión es de velocidad controlada, la cantidad de lubricante que llegue a la interfase entre la viruta y la herramienta disminuirá en la medida en que se aumente la velocidad de corte.

Este experimento ha sido diseñado para ilustrar el efecto de la utilización de un compuesto químico en un corte en seco mediante la observación de los cambios que experimenten las fuerzas que actúan sobre la herramienta y el módulo de corte.

11.5.2 Equipo

1. Torno
2. Pieza tubular de cobre de conductividad elevada
3. Dinamómetro para determinar dos componentes de la fuerza de corte y el equipo de registro necesario.
4. Una herramienta de corte de acero rápido con un ángulo de inclinación normal de 15° .
5. Una cantidad pequeña de tetracloruro de carbono

11.5.3 Selección de las condiciones de corte

Como el efecto de un lubricante para corte desaparece generalmente a velocidades de corte superiores a 1 m/s (200 pies/min), no es necesario exceder este valor durante los ensayos de corte. Se sugiere utilizar las velocidades de corte siguientes:

Velocidad de corte v , m/s	0.005	0.1	0.2	0.4	0.8
Velocidad de corte v , pies/min	10	20	40	80	160

Un valor apropiado para el espesor de la viruta no deformada es 0.125 mm (0.005 pulg.). Deben realizarse dos ensayos para cada una de las velocidades de corte; a saber,

1. Corte en seco
2. Corte con tetracloruro de carbono aplicado en la zona de deformación de la viruta.

11.5.4 Procedimiento

El torno, el dinamómetro, y el equipo de registro deben ser alistados para la mecanización ortogonal del extremo de la pieza tubular. Las fuerzas que actúan

sobre la herramienta y el espesor de la viruta deben ser determinados para cada una de las condiciones de ensayo, y deben calcularse el módulo de corte τ_c y el ángulo medio de fricción sobre la cara de la herramienta β utilizando las ecuaciones (11.10) y (11.11), respectivamente. Finalmente deben graficarse β y τ_c contra el logaritmo de la velocidad de corte ($\log v$) para las dos condiciones: corte sin lubricación y corte con lubricación.

11.5.5 Discusión

Los resultados demostrarán que la acción lubricante del compuesto químico, medida por su efecto sobre el módulo de corte y el ángulo medio de fricción sobre la cara de la herramienta, disminuye a medida que se aumenta la velocidad de corte. A una velocidad de corte de 0.4 m/s (80 pies/min) el efecto del lubricante desaparece y no se obtienen beneficios (excepto tal vez el enfriamiento de la herramienta de corte y por lo tanto un aumento en su duración). Por esta razón los fluidos utilizados en operaciones de mecanizado a velocidad elevada, tales como el torneado, fresado, y taladrado, se seleccionan por su capacidad refrigerante. Los lubricantes son benéficos únicamente en operaciones a baja velocidad, tales como el brochado, roscado, tallado de engranajes con fresa madre, etc.

11.6 EXPERIMENTO 6: DESGASTE DE LA HERRAMIENTA

11.6.1 Introducción

La duración de una herramienta de corte es uno de los aspectos económicos más importantes en el corte de metales y se ha realizado un gran esfuerzo en investigar los factores que limitan la duración de una herramienta de corte. La vida de una herramienta puede terminar en varias formas, y estas pueden separarse en dos grupos principales:

1. Por desgaste gradual o progresivo de ciertas zonas de la cara o el flanco de la herramienta de corte.
2. Por una falla o fractura que produzca la terminación prematura de la vida de la herramienta.

Se han sugerido tres formas de desgaste progresivo en el corte de metales, ellas son, desgaste por adhesión, por abrasión, y por difusión. En la práctica, se conoce poco acerca de la importancia relativa, de estos mecanismos de desgaste, aunque se ha obtenido mucha información acerca del efecto de las condiciones de corte sobre el comportamiento del desgaste de la herramienta. El desgaste progresivo de una herramienta de corte ocurre en dos formas distintas:

1. Desgaste de la cara de la herramienta que se caracteriza por la formación de un cráter y es una consecuencia del flujo de la viruta sobre la cara.

2. Desgaste del flanco de la herramienta, en donde se forma una zona de desgaste plana a causa de la fricción entre la herramienta y la superficie generada en la pieza.

A velocidades de corte muy elevadas, se cree que el crecimiento del cráter es el factor que controla la duración de la herramienta de corte, mientras que a velocidades de corte normales la duración de la herramienta es generalmente controlada por el desgaste en su flanco. La cantidad de desgaste en el flanco de la herramienta puede determinarse convenientemente midiendo el ancho promedio de la zona de desgaste. El objetivo de este experimento consiste en observar el desarrollo del desgaste en el flanco de una herramienta de corte durante el torneado.

II.6.2 Equipo

1. Torno
2. Herramienta para torno con pastilla de carburo desechable (del grado para corte de acero)
3. Pieza cilíndrica de hierro Armco de aproximadamente 600 mm (24 pulg.) de longitud y 76 mm (3 pulg.) de diámetro
4. Microscopio de fabricante de herramientas o un microscopio metalúrgico de potencia baja con retícula calibrada
5. Cronómetro

II.6.3 Selección de las condiciones de corte

Para demostrar claramente las diversas etapas del desgaste del flanco de una herramienta de corte es necesario ajustar las condiciones de corte de tal forma que la duración de la herramienta sea de 1 hora aproximadamente. El mecanizado de un extremo de un tubo es poco práctico en estas condiciones a causa de la gran cantidad de material que hay que remover. Por lo tanto es más conveniente mecanizar la superficie de una pieza cilíndrica que puede ser torneada sucesivamente reduciendo su diámetro.

Los ensayos de desgaste de herramientas poseen poca reproducibilidad, y por esta causa es difícil proponer unas condiciones de corte que garanticen la duración requerida de la herramienta de corte. Por consiguiente las condiciones para el ensayo específico deben determinarse por ensayo y error. Se espera, sin embargo, que las condiciones que se dan a continuación sirvan como una guía útil:

Velocidad de corte v , 1 m/s (200 pies/min)
 Espesor de la viruta no deformada $a_c = 0.125$ mm (0.005 pulg.)
 Ancho de la viruta $a_w = 2.5$ mm (0.1 pulg.)
 Angulo de inclinación normal efectivo $\gamma_{ne} = 5^\circ$
 Angulo de holgura normal efectivo $\alpha_{ne} = 3^\circ$
 Angulo de situación efectivo del filo principal $\kappa_{re} = 60^\circ$

II.6.4 Procedimiento

Aproximadamente después de 100 s de mecanización, se detiene la máquina y se remueve la pastilla de carburo para medir el ancho de la zona de desgaste del flanco. La pastilla se vuelve a posicionar cuidadosamente, y el procedimiento se repite hasta que la herramienta muestre signos de falla total. Las mediciones del ancho de la zona de desgaste del flanco deben graficarse contra el tiempo.

II.6.5 Discusión

El progreso del desgaste del flanco durante el mecanizado se caracteriza por tres etapas:

1. Etapa de fractura inicial, en la cual el filo agudo se fragmenta rápidamente y aparece una zona de desgaste de dimensiones finitas
2. Etapa media, en donde el desgaste por unidad de tiempo es uniforme
3. Etapa final de fragmentación rápida, en la cual, se piensa que el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo aumenta a causa del incremento rápido de las temperaturas generadas por la fricción entre la zona de desgaste del flanco y la superficie transitoria de la pieza.

II.7 EXPERIMENTO 7: RUGOSIDAD DE LAS SUPERFICIES TORNEADAS

II.7.1 Introducción

La rugosidad de la superficie final que se obtiene en una operación práctica de mecanizado puede considerarse como la suma de dos efectos independientes:

1. La rugosidad "ideal" de la superficie, que depende exclusivamente de la geometría de la herramienta y del avance utilizados
2. La rugosidad natural de la superficie, que es una consecuencia de las irregularidades tanto en la operación de corte como en la máquina

La rugosidad ideal de la superficie representa el mejor acabado superficial que puede obtenerse para una forma de la herramienta y avance dados y puede lograrse si se eliminan la formación del filo recrecido, las vibraciones sonoras inducidas, las imprecisiones en los movimientos de la máquina herramienta, etc. Para propósitos de comparación cuantitativa es útil expresar la rugosidad de la superficie mecanizada en términos de un solo parámetro, por ejemplo, el valor medio aritmético. Puede demostrarse que cuando se utiliza una herramienta con la punta redondeada, el valor de la rugosidad para una superficie torneada en condiciones ideales está dado por $0.0321 f^2/r_e$, en donde f es el avance y r_e es el radio de la punta de la herramienta.

Luego, puede apreciarse que la rugosidad ideal es independiente de la velocidad de corte. En la práctica, sin embargo, la rugosidad natural de la superficie

constituye una gran parte de la rugosidad real de la superficie, y por lo tanto la rugosidad real será mayor que la dada por la expresión anterior. Uno de los factores principales que contribuyen a la rugosidad natural de la superficie es la formación del filo recrocido. La mecanización en condiciones favorables para el recrocimiento del filo a menudo conduce a la formación de una superficie que es mucho más rugosa que el ideal a causa de los fragmentos del filo que se incrustan en la superficie mecanizada. Por lo tanto los cambios en las condiciones de corte que tiendan a eliminar el recrocimiento del filo mejorarán el acabado superficial. Por tanto se espera que un aumento en la velocidad de corte, un aumento en el ángulo de inclinación normal, y la utilización de un lubricante apropiado mejoren la calidad de la superficie mecanizada. Otros factores que comúnmente contribuyen a la rugosidad natural de la superficie son las vibraciones sonoras inducidas o las vibraciones de la máquina herramienta, las imprecisiones en los movimientos de la máquina, las irregularidades en el mecanismo de avance, los defectos de la estructura del material de trabajo, la formación de viruta discontinua cuando se mecanizan materiales frágiles, el desgarramiento del material de trabajo cuando se mecanizan materiales dúctiles a velocidades de corte bajas, y el daño ocasionado en la superficie por las virutas. Este experimento ilustra las magnitudes relativas de las rugosidades natural e ideal de la superficie en una operación de torneado y examina el efecto de la velocidad de corte sobre la rugosidad natural de la superficie.

II.7.2 Equipo

1. Torno y una pieza cilíndrica de acero de 300 mm (12 pulg.) de longitud y 76 mm (3 pulg.) de diámetro
2. Herramienta de corte de carburo
3. Afiladora universal de herramientas con dispositivo para el afilado del radio de la punta
4. Instrumento para medir el acabado superficial

II.7.3 Selección de las condiciones de corte

Debe enfatizarse que la punta de la herramienta de corte utilizada en este experimento debe ser afilada cuidadosamente con un radio especificado utilizando para ello un dispositivo normalizado de la afiladora universal de herramientas. Un radio de 1.5 mm (0.060 pulg.) es apropiado para este experimento, y el avance debe seleccionarse de tal forma que produzca una rugosidad superficial dentro del rango de lectura del instrumento utilizado. Un avance de 0.38 mm (0.015 pulg.) es apropiado, y la rugosidad ideal de la superficie tiene una media aritmética de $3 \mu\text{m}$ (120 μ pulg.) aproximadamente.

Se sugiere que el encaje posterior (profundidad de corte) se mantenga pequeño, aproximadamente igual al avance. Se sugieren para este experimento las velocidades de corte siguientes:

Experimentos de Laboratorio							345
Velocidad de corte v , m/s	0.05	0.1	0.2	0.4	0.8	1.6	
Velocidad de corte v , pies/min	10	20	40	80	100	320	

II.7.4 Procedimiento

Se divide la superficie de la pieza en seis secciones, cada una de 25 mm (1 pulg.) de longitud, y se torneá utilizando una velocidad de corte diferente para cada sección. Se mide la rugosidad de cada sección con el instrumento para determinar el acabado superficial y los resultados se grafican contra $\log v$. La rugosidad ideal de la superficie se calcula a partir de la expresión dada en la subsección II.7.1 de este apéndice y también debe representarse en el gráfico.

II.7.5 Discusión

Un resultado típico que demuestre el efecto de la velocidad de corte sobre la rugosidad de la superficie de una muestra torneada indicará que a velocidades de corte bajas la rugosidad "natural" de la superficie constituye la mayor parte de la rugosidad total de la superficie. Cuando se aumenta la velocidad de corte, mejora el acabado superficial hasta que a velocidades elevadas se aproxima al valor ideal correspondiente a las condiciones de forma de la herramienta y avance seleccionadas.

II.8 EXPERIMENTO 8: MEDICION DE LAS TEMPERATURAS DE CORTE

II.8.1 Introducción

Durante el mecanizado de metales, se generan temperaturas elevadas en la zona de formación de la viruta. Cuando se utiliza una herramienta afilada el calor se genera en dos zonas principales, llamadas,

1. La zona de cizallamiento o de deformación primaria
2. La zona de deformación secundaria

En la formación de la viruta, la mayor parte del cizallamiento del material de la pieza tiene lugar en la zona de deformación primaria. Una gran parte de la energía requerida para cizallar el material se convierte en calor sensible, el cual eleva la temperatura del material cuando este pasa a través de la zona de deformación hacia la viruta. En condiciones de corte sin lubricación la viruta se deforma aun más en la zona de deformación secundaria. El calor generado en esta región es conducido hacia la viruta y la herramienta, en esta forma se obtiene un incremento de la temperatura local. Las temperaturas generadas en la superficie de contacto entre la viruta y la herramienta influyen las condiciones de fricción y se cree que controlan el desgaste por unidad de tiempo de la herramienta.

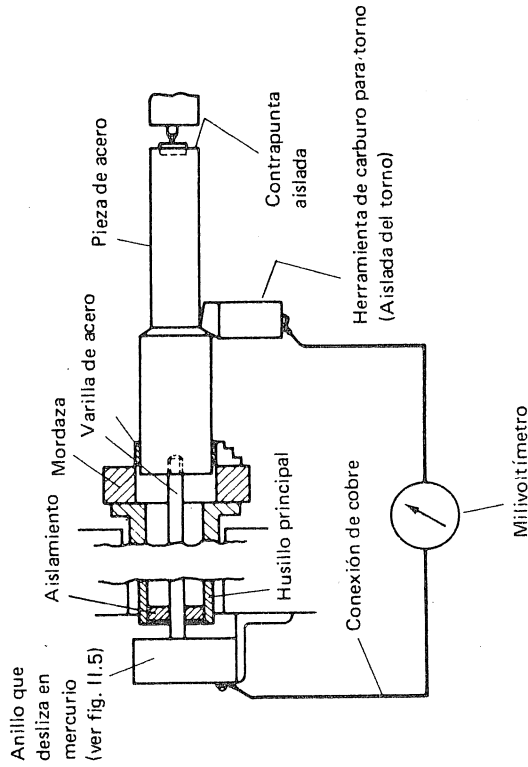


FIG. II.4 Circuito del termopar pieza-herramienta para un torno.

ta. Por lo tanto es importante conocer las temperaturas generadas en la interfase entre la viruta y la herramienta y relacionarlas con la duración de la herramienta de corte para una combinación pieza-herramienta dada.

El método más simple para determinar las temperaturas de corte se conoce como la técnica del termopar pieza-herramienta. En esta técnica, se considera que la fuerza electromotriz (fem) generada por calor en la unión entre la pieza y la herramienta es una medida de las temperaturas generadas en dicha zona. En una operación de torneado el circuito del termopar puede completarse conectando la pieza a un anillo que se desliza en mercurio y se monta en la parte posterior del husillo del torno y finalmente conectando un milivoltímetro entre el anillo y la herramienta de corte (fig. II.4). El circuito debe estar completamente aislado de la máquina para evitar que los aumentos locales de temperatura en la máquina afecten las lecturas. El diseño de un anillo simple deslizando en mercurio se ilustra en la fig. II.5. El disco y el recipiente son de cobre recubierto con mercurio mediante amalgama.

Este experimento ilustra los efectos relativos de cambios en la velocidad de corte y el avance sobre la temperatura de corte. Debe observarse que utilizando el método del termopar pieza-herramienta para la determinación de las temperaturas de corte, se obtiene solamente un indicativo de la temperatura promedio de las superficies de la herramienta en contacto con la pieza. En realidad existe una distribución de temperatura en la cual las temperaturas pueden aumentar substancialmente desde el filo hasta el punto en donde la viruta pierde el contacto con la cara de la herramienta. Termopar pieza-herramienta tiene la gran ventaja de no registrar la temperatura máxima que ocurre en el proceso, y debe

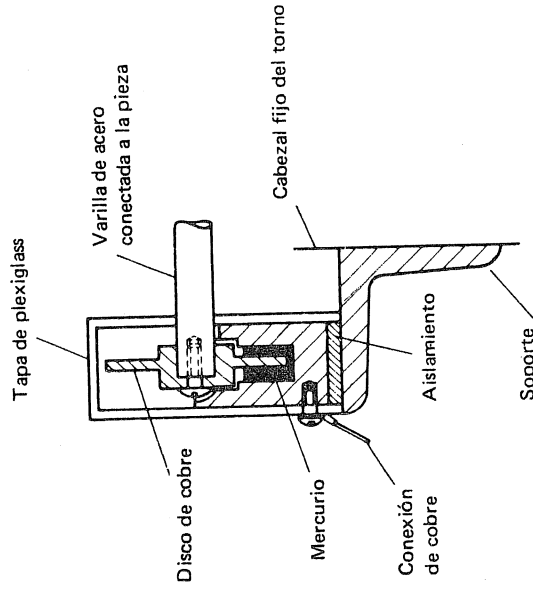


FIG. II.5 Anillo simple que desliza en mercurio

tenerse cuidado al comparar las lecturas del termopar pieza-herramienta con el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo. Sin embargo, para este experimento, en donde solamente se requiere una relación cualitativa, las limitaciones del método no constituyen un problema.

II.8.2 Equipo

1. Torno con un anillo que desliza en mercurio
2. Pieza de acero dulce de aproximadamente 600 mm (24 pulg.) de longitud y 76 mm (3 pulg.) de diámetro
3. Herramienta de corte de carburo.
4. Milivoltímetro

II.8.3 Selección de las condiciones de corte

Se considera que los valores que se presentan a continuación para la velocidad de corte v y el avance f son satisfactorios para este experimento:

Velocidad de corte v , m/s	0.1	0.2	0.4	0.8	1.6
Velocidad de corte v , pies/min	20	40	80	160	320
Avance f , mm	0.076	0.152	0.229	0.3	
Avance f , pulg.	0.003	0.006	0.009	0.012	

11.8.4 Procedimiento

Utilizando el circuito del termopar pieza-herramienta, determine la fuerza electromotriz generada para cada una de las combinaciones posibles entre los valores dados para la velocidad de corte y el avance (20 en total). Grafique los resultados contra la velocidad de corte para cada avance.

11.8.5 Discusión

Durante una operación de torneado la remoción de metal por unidad de tiempo es proporcional tanto a la velocidad de corte como al avance. Los resultados del experimento demostrarán que la temperatura de corte, que se supone que es proporcional a la fem, es más sensible a un aumento en la remoción de metal por unidad de tiempo ocasionado por un aumento en la velocidad de corte, que al mismo incremento en la remoción de metal ocasionado por un aumento en el avance. El trabajo previo ha demostrado que la temperatura de corte está directamente relacionada con la duración de una herramienta de corte para una combinación pieza-herramienta dada. Los resultados de este experimento demostrarán que al utilizar el máximo avance permisible, en la práctica se obtendrán las condiciones más económicas de corte para remoción máxima de metal por unidad de tiempo y duración máxima de la herramienta. El avance

Índice

- | | |
|---|---|
| Acabado superficial, efecto sobre los costos, 295 | efecto sobre las vibraciones sonoras, 116 |
| Adelanto geométrico, 205 | normal, 64, 179 |
| Aglutinante o liga, 220 | Angulo de inclinación lateral, 64, 179 |
| de caucho, 223 | Angulo de inclinación longitudinal, 173 |
| de goma laca, 223 | Angulo de inclinación normal, 65 |
| de silicato, 223 | efecto sobre la duración de la herramienta, 115 |
| metálico, 223 | efecto sobre las vibraciones sonoras, 214 |
| resinoide, 223 | estudio del, 337 |
| vitrificado, 223 | Automatización, 246 |
| Amortiguamiento negativo, 204 | Avance: |
| Angulo | efecto sobre la duración de la herramienta, 117 |
| de cizalladura, 72 | en profundidad, 43 |
| de flujo de la viruta, 171, 190 | estudio del, 334 |
| de la punta de la herramienta, 179 | movimiento de, 3, 176 |
| de la velocidad de corte resultante, 8 | selección del, 146 |
| del filo principal de la herramienta, 9 | transversal, 43 |
| normal del filo, 64 | velocidad del, 9 |
| Angulo de cizalladura, 72 | |
| Angulo de hojura: | Broca, 25 |
| efecto sobre la duración de la herramienta, 214 | Brochadora, 39, 53 |

Campo de líneas de deslizamiento, 79
 Cara, 7, 63
 Centro de mecanización, 247 257
 Cepillo de puente, 23, 52
 Componentes, 266
 carro superior, 16
 clasificación de, 270
 código geométrico para, 272
 ensamble de, 291
 estandarizadas, 266
 forma de, 270
 manipulación de, 262
 no rotacionales, 270, 276
 rotacionales, 270, 276
 Computadores, utilización de los, 261
 Control adaptivo, 257
 Consideraciones económicas, 144
 Control numérico
 sistema con computador (CNC), 261
 sistema convencional (CN), 261
 sistema directo (CND), 262
 Corte:
 dirección resultante de, 8, 116
 en el rectificado, 229
 forma del, 38
 módulo de, 73
 oblicuo, 63, 169
 ortogonal, 63, 168, 188
 Cortes interrumpidos, 161
 Costos:
 de la herramienta, 152
 de manufactura, 245
 de máquina y operario, 152
 de producción, 144, 268
 Dado, 40
 Desgaste:
 abrasivo, 109
 del cráter, 110
 del flanco, 110
 fractura por, 242
 por adhesión, 109
 por difusión, 109
 por fricción, 242
 razón de, 309
 Dinámica del corte de metales, 205
 Dinamómetro, 68, 320
 calibración de, 331
 que utiliza extensómetros eléctricos, 324
 tipo ranurado en voladizo, 322
 tipo voladizo, 321
 Diseño cinemático, 297

Dispositivo de parada rápida, 65
 Duración de la fase secundaria del rectificado, 231
 Ejes de la máquina-herramienta, 3
 Electrolito, 314
 Encaje:
 de avance, 10
 de trabajo, 31
 posterior, 10
 Energía de corte específica, 57, 68
 Espesor de la viruta no deformada, 9, 64
 Estabilidad, 215
 Fallas superficiales, 142
 Fase secundaria del rectificado (extinción del chiporroteo), 44
 Filo, 7, 169
 ángulo del, 179
 inclinación del, 170, 179
 Filo recrescido, 66
 efecto sobre la duración de la herramienta, 114
 Flanco, 7, 63
 Fluidos de corte, 127
 Fluido dieléctrico, 309
 Fresado:
 angular, 33
 cilíndrico, 30
 con utilización simultánea de varias herramientas, 34
 frontal, 36
 Fresadora:
 horizontal, 29, 53
 vertical, 35, 53
 Frotamiento, en el rectificado, 228
 Fricción:
 adhesiva, 86
 ángulo medio de, 88
 deslizante, 86
 Fuerza:
 de corte, 67
 de empuje, 67
 de penetración, 71
 resultante, 67
 Generación de calor, 92
 Generación de ondas, 303
 Granos:
 activos, 220
 determinación de la densidad de, 227
 tamaños de los, 222
 tipo de los, 222

Movimiento transversal, 42
 Muelas abrasivas, 41, 220
 Número térmico, 95
 Ondulación, 142
 Pendiente de la superficie de trabajo, 206
 Penetración, en el rectificado, 228
 Perro de arrastre, 15
 Pinzas, 15
 Plano de cizalladura, 72
 Planos para la:
 herramienta en la mano, 176
 herramienta en uso, 176
 Productividad, 245
 Profundidad de corte, 10, 32
 Punta, 8
 Ranurado, 33
 Razón de desplazamiento, 320
 Rectificado:
 análisis del, 228
 de penetración, 45
 muelas para el, 41, 220
 desgaste de las, 241
 designación de las, 223
 diámetros equivalentes de las, 235
 ensayo de las, 227
 estructura de las, 223
 parámetro de remoción de las, 229
 razón de, 231, 248
 transversal, 42
 Rectificado electrolítico, 317
 Rectificadora:
 cilíndrica, 47, 54
 de husillo horizontal, cilíndrica, 47, 54
 de husillo horizontal, 43, 54
 de husillo vertical, 45, 53
 de interiores, 49, 54
 Recomendaciones para el diseño, 300
 Refrentado, 13, 29
 economía del, 157
 Refrigerantes, 128
 Remoción de metal:
 en el MED, 310
 en el MEO, 314
 parámetro de, 237, 241
 por unidad de tiempo, 12
 Remoción de ondas, 206
 Repasado, 221
 Rimado, 28
 Roscado, 13
 Roscado exterior, 13

Sistema:

alemán, 173
británico de máxima inclinación, 172
convencional de disposición de máquinas, 246

de inclinación normal, 175
de la asociación americana de normas (ASA), 172

de línea de flujo no acoplados, 175
de situación, 180

herramienta en la mano, 175
herramienta en uso, 175

Sistema de disposición en grupo, 248
Sistema de líneas de flujo, 249

Sistema automáticos, comparación de los 259

Sujeción de la pieza, 14, 18, 20, 22, 45
Superficie:

de trabajo, 12
mecanizada, 12

perfil de la, 143
rugosidad de la, 135, 292

estudio de la, 343
ideal, 135

medición de la, 142
natural, 140

transitoria, 12
Superficie de desprendimiento, 63

Surco, 142 - 143

Taladro, 12
Taladro de columna, 25, 53

Taladro radial, 29, 53
Tecnología de grupo, 248, 260

Temperaturas:
distribución de, 96

en la zona de deformación primaria, 97
en la zona de deformación secundaria, 99

Temperatura de pieza - herramienta, 105, 346
Tiempo de producción, 144, 151

Tolerancias, 295
Torneado, 6, 12

Torno:
automático de husillos múltiples, 16

automático de un husillo, 16

paralelo, 5, 52

revólver, 16

Tornos automáticos:
de husillos múltiples, 254

de un husillo, 254
Transferencia de calor, 93

Tronzado, 14

Velocidad de corte:
efecto sobre la duración de la herramienta, 113, 119

efecto sobre la temperatura, 104
estudio de, 334

resultante, 9
selección de, 146

Velocidad óptima del husillo, 160
Vibraciones:

auto - inducidas, 203
forzadas, 198

Vibraciones sonoras, 198
Vibraciones sonoras, regenerativas, 204, 218

Viruta, 2

ángulo de conicidad de la, 208
ángulo de la hélice de la, 190

arqueada, 190
arqueada fragmentada, 190

control de la, 186
con recrecimiento del filo, 66

continua, 66
de tipo arqueada conesa, 188

de tipo cónico helicoidal, 188
de tipo helicoidal plana, 190

discontinua, 67
espesor de la no deformada, 75

formación de la, 64, 328
formas de la, 187

recta, 190
rompavirutas, 188

tipo espiral, 189
Utilidad, 246

Zona de deformación primaria, 67

Zona de deformación secundaria, 66

